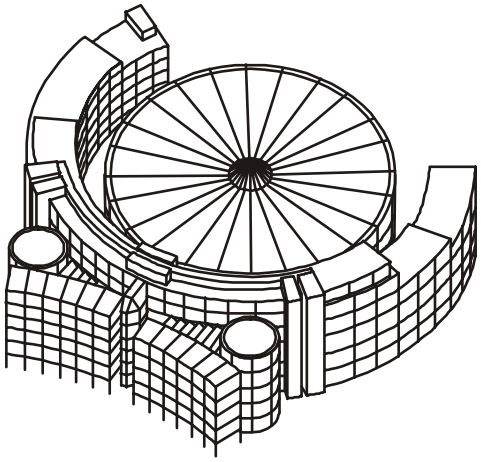
Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin



Pingfa Feng

Berechnungsmodell zur Ermittlung von Spannkräften bei Backenfuttern

Technische Universität Berlin

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann

Pingfa Feng

Berechnungsmodell zur Ermittlung von Spannkräften bei Backenfuttern

Produktionstechnisches Zentrum Berlin (PTZ)

Fraunhofer IPK
Institut
Produktionsanlagen und
Konstruktionstechnik

IWF
Institut für
Werkzeugmaschinen und
Fabrikbetrieb
Technische Universität Berlin

Berechnungsmodell zur Ermittlung von Spannkräften bei Backenfuttern

von Master of Engineering
Pingfa Feng
aus Hebei, VR China

von der Fakultät V - Verkehrs- und Maschinensysteme
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. F.-L. Krause
Berichter:	Prof. Dr.-Ing. E. Uhlmann
Berichter:	Prof. Dr.-Ing. B. Viehweger

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 15. Juli 2003

Berlin 2003
D 83

Vorwort des Herausgebers

In dieser Arbeit wird ein analytisches Berechnungsmodell zur Ermittlung von Spannkräften bei Backenfuttern in Abhängigkeit von den Prozesskräften entwickelt. Bisherige bestehende Ansätze zur Ermittlung der erforderlichen Spannkraft führen aufgrund ihrer unzureichenden Modellbildung zu fehlerhaften und sehr unterschiedlichen und damit ungenauen Berechnungsergebnissen. Die Berechnung der optimalen Spannkraft ermöglicht neben der Erhöhung der Bearbeitungsgenauigkeit und der Prozesssicherheit, die Effektivität der Drehbearbeitung mit Backenfuttern, insbesondere mit modernen Spannsystemen für hohe Drehzahlen, zu erhöhen.

Die notwendige Ausgangsspannkraft bei Außenspannung wird durch die zur Aufnahme der am Werkstück auftretenden Prozesskräfte erforderliche Mindestspannkraft und den dynamischen Spannkraftverlust infolge der Fliehkräfte beschrieben. Als Grundlage wird das Steifigkeitsverhalten von Spannmitteln mit Hilfe von experimentellen Untersuchungen und FEM-Analysen ermittelt. In dem Teilmodel zur Bestimmung des Spannkraftverlustes wird der Einfluss der Werkstück-, Spannfutter- und Spannbackensteifigkeit berücksichtigt. Die Fliehkräfte von verschiedenen Elementen haben unterschiedliche Auswirkungen auf den Spannkraftverlust, die durch verschiedene Kippeinflussfaktoren berücksichtigt werden. Zur Ermittlung der übertragbaren Kippmomente wird die Spannkraftverteilung in den Spannflächen mit Hilfe von FEM-Analysen untersucht und der Begriff der „differentiellen Werkstücksteifigkeit“ eingeführt. Bei der Berechnung der erforderlichen Mindestspannkraft werden alle Belastungen der Werkstückspannung gleichzeitig berücksichtigt.

Die Genauigkeit des neu entwickelten Spannkraftberechnungsmodells übersteigt die der bisherigen Berechnungsansätze deutlich. Das Modell besitzt sowohl für herkömmliche Spannfutter als auch für Spannfutter neuer Bauart, wie Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich oder mit Backenschnellwechselsystem, Gültigkeit. Diese und der Grad der Genauigkeit des Berechnungsmodells werden anhand von experimentellen Untersuchungen und FEM-Analysen validiert. Die gewonnenen Erkenntnisse bilden die Grundlage zur Erstellung einer neuen VDI-Richtlinie, die bei der Ermittlung der zulässigen Drehzahl oder der notwendigen Ausgangsspannkraft von Backenfuttern in der Arbeitsvorbereitung Anwendung finden kann.

Berlin, im Juli 2003 Eckart Uhlmann

Vorwort des Autors

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Gastwissenschaftler am Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb (IWF) der Technischen Universität Berlin.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Professor Dr.-Ing. E. Uhlmann, dem Leiter des Fachgebietes Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik, für seine wohlwollende Unterstützung und Förderung sowie seinen fachlichen Rat, mit dem er diese Arbeit begleitet hat. Herrn Professor Dr.-Ing. B. Viehweger, Lehrstuhl Konstruktion und Fertigung am Institut für Produktionsforschung der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus, danke ich für das dieser Arbeit entgegengebrachte Interesse, die eingehende Durchsicht sowie die sich daraus ergebenden Anregungen. Mein Dank gilt ebenso Herrn Professor Dr.-Ing. F.-L. Krause, dem Leiter des Fachgebietes Industrielle Informationstechnik am IWF, für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsausschuss.

Für die finanzielle Hilfe danke ich der Friedrich-Ebert-Stiftung (FES). Die Durchführung dieser Arbeit wurde in besonderem Maße durch die Unterstützung der Paul Forkardt GmbH & Co. KG, Düsseldorf, RÖHM TOOL GmbH & Co. KG, Sontheim/Brenz, und Fritz Schunk GmbH & Co. KG, Lauffen/Neckar, die Spannmittel für die Untersuchung bereitstellten, ermöglicht, wofür ich einen besonderen Dank aussprechen möchte.

Für ihre hervorragende Mitarbeit danke ich den Herren D. Zacharias und P. Beerwald. Ihr Engagement und ihre hohe Motivation haben besonders zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Allen Freunden und Kollegen im Produktionstechnischen Zentrum Berlin danke ich für die sehr gute Zusammenarbeit. Besonders bedanke ich mich bei den Kollegen des Bereiches Werkzeugmaschinen für ihre Hilfsbereitschaft und fachliche wie persönliche Unterstützung. Namentlich möchte ich mich sehr herzlich bei Stefan Döll, Dr. Uwe Mette und Erdmann Schäper bedanken.

Mein Dank gilt meiner Frau Xiangtian Wang und meiner Tochter Yunqing, deren Geduld und liebevolle Unterstützung Voraussetzung für die Fertigstellung dieser Arbeit waren.

Berlin, im Juli 2003 Pingfa Feng

Berechnungsmodell zur Ermittlung von Spannkräften bei Backenfuttern

Inhaltsverzeichnis

Seite

0 Formel- und Kurzzeichen 1

1 Einleitung 13

2 Stand der Erkenntnisse 16

2.1 Entwicklungen und Tendenzen in der zerspanenden Bearbeitung 16

2.2 Drehmaschinen für die neuen Bearbeitungstechnologien 23

2.3 Werkstückspannsysteme für die Drehbearbeitung 25

2.3.1 Allgemeines 25

2.3.2 Backenspannfutter 27

2.3.3 Spannbacken 33

2.3.4 Spannsysteme für hohe Drehzahlen 36

2.4 Sicherheitsbetrachtung der Werkstückspannsysteme 40

2.5 Genauigkeitsbetrachtung der Werkstückspannsysteme 40

2.6 Wirtschaftlichkeitsbetrachtung der Werkstückspannsysteme 41

2.7 Spannkraftberechnung für Backenfutter 42

2.7.1 Prozesskräfte 43

2.7.2 Berechnung der erforderlichen Mindestspannkraft 46

2.7.3 Berechnung der dynamischen Spannkraftänderung 49

2.7.4 Bewertung der bisherigen Berechnungsmodelle 53

3 Ziele und Arbeitsschwerpunkte 57

4 Untersuchte Spannmittel 62

5 Ermittlung der Steifigkeiten von Spannmitteln 68

5.1 Allgemeines 68

5.2 Analytische Beschreibung 72
5.3 Ermittlung der Spannfuttersteifigkeiten unter Spannkrafteinwirkung 76
5.3.1 3D-FEM-Modelle der Grundbacken 76
5.3.2 Versuchsstand zur Ermittlung der Spannfuttersteifigkeit 78
5.3.3 Untersuchungsergebnisse 82
5.4 Ermittlung der Spannbackensteifigkeiten unter Spannkrafteinwirkung 88
5.4.1 3D-FEM-Modelle der Aufsatzbacken 88
5.4.2 Versuchsstand zur Ermittlung der Spannbackensteifigkeit 89
5.4.3 Untersuchungsergebnisse 91
5.5 Gesamtsteifigkeiten des Spannmittels unter Spannkrafteinwirkung 99
5.5.1 Berechnung der Gesamtsteifigkeiten 99
5.5.2 Untersuchungsergebnisse 100
5.5.3 Verformungsanalyse der Spannmittel unter Spannkrafteinwirkung 103
5.6 Ermittlung der Steifigkeiten des Futterkörpers/-kolbens unter Fliehkrafteinfluss 105
5.7 Ermittlung der tangentialen Futtersteifigkeiten 106
5.8 Ermittlung der axialen Futtersteifigkeiten 108
5.9 Zusammenfassung 109
6 Ermittlung des dynamischen Spannkraftverlaufs 110
6.1 Allgemeines 110
6.2 Theoretische Analyse des Spannkraftverlustes 111
6.3 3D-FEM-Modelle zur Berechnung des Spannkraftverlustes 119
6.4 Versuchsaufbau zur Ermittlung des Spannkraftverlustes 120
6.5 Untersuchungsergebnisse 123
6.5.1 Einfluss der Systemsteifigkeiten 123
6.5.2 Spannkraftverlust beim kraftbetätigten Keilstangenfutter 127
6.5.3 Spannkraftverlust beim handbetätigten Keilstangenfutter 130

6.5.4 Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter 130
6.5.5 Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich 133
6.5.6 Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem 136
6.5.7 Vergleich der berechneten und gemessenen Spannkraftverluste ... 137
6.6 Kennlinien zur Berechnung des Spannkraftverlustes 139
6.7 Zusammenfassung 141
7 Ermittlung der Mindestspannkraft in Abhängigkeit von den Prozesskräften 142
7.1 Belastungen der Werkstückspannung 142
7.2 Ermittlung der übertragbaren Drehmomente und Axialkräfte 145
7.2.1 Theoretische Analyse 145
7.2.2 Experimentelle Untersuchung 147
7.3 Ermittlung der übertragbaren Kippkräfte 155
7.3.1 FEM-Untersuchung der Spannkraftverteilung in den Spannflächen 155
7.3.2 Theoretische Analyse 167
7.3.3 Experimentelle Untersuchung 172
7.4 Mindestspannkraft zur Aufnahme der Kombination der Belastungen 180
7.5 Zusammenfassung 182
8 Ermittlung der notwendigen Ausgangsspannkraft 183
8.1 Spannwirkungsgrad 183
8.2 Berechnung der notwendigen Ausgangsspannkraft 189
8.3 Experimentelle Überprüfung des Berechnungsmodells 190
9 Zusammenfassung und Ausblick 196
10 Literaturverzeichnis 200

0 Formel- und Kurzzeichen

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Erläuterung
a	mm	Schnitttiefe
a_{sp}	mm	Spannflächentiefe: Abstand zwischen Spannfläche und innerer Befestigungsschraubenachse
b	mm	Spanungsbreite
B	mm	Backenbreite
B_{AB}	mm	Aufsatzbackenbreite
B_b	mm	Berührflächenbreite
B_{GB}	mm	Grundbackenbreite
b_v	mm	eingreifende Zahnbreite
C	-	Verhältnis der Steifigkeit in y-Richtung zur Steifigkeit in x-Richtung
D	mm	Durchmesser
d_F	mm	Futtergröße (Außendurchmesser)
d_{FB}	mm	Durchmesser der Futterbohrung
d_{FS}	mm	Lochkreisdurchmesser der Befestigungsschrauben
d_{FZ}	mm	Zentrierdurchmesser des Futters
d_k	(µm/m)/Nm	Kippnachgiebigkeit
d_n	(µm/m)/kN	Neigungsnachgiebigkeit
$d_{n,AB,sp}$	(µm/m)/kN	Neigungsnachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Aufsatzbacke unter Spannkrafteinwirkung
d_r	µm/kN	radiale Verlagerungsnachgiebigkeit
$d_{r,AB,AB}$	µm/kN	radiale Verlagerungsnachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Aufsatzbacke unter Einwirkung ihrer Fliehkraft
$d_{r,AB,sp}$	µm/kN	radiale Verlagerungsnachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Aufsatzbacke unter Spann-krafteinwirkung
$d_{r,FK,FK}$	µm/kN	radiale Verlagerungsnachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung des Futterkörpers/-kolbens unter Fliehkrafteinfluss
$d_{r,GB,AB}$	µm/kN	radiale Verlagerungsnachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Einwirkung der Aufsatzbackenfliehkraft
$d_{r,GB,GB}$	µm/kN	radiale Verlagerungsnachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Einwirkung der Grundbackenfliehkraft

$d_{r,GB,gegen}$	µm/kN	radiale Verlagerungsnachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Einwirkung der Gegenkraft
$d_{r,GB,sp}$	µm/kN	radiale Verlagerungsnachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Spannkraft-einwirkung
$d_{r,TB}$	µm/kN	radiale Verlagerungsnachgiebigkeit der Antriebsbacke
d_{sp}	mm	Spanndurchmesser
d_{WB}	mm	Durchmesser der ausgedrehten weichen Backen
d_z	mm	Zerspandurchmesser
E	N/mm^2	Elastizitätsmodul
E_{wD}	-	Werkstücksteifigkeitsverhältnis (k_{wD} / k_w)
F	N	Kraft
F_a	N	Axialkraft am Spannfutter
F_{aB}	N	Axialkraft an der Spannstelle einer Backe
F_{ak}	N	axiale Backenreaktionskraft bei Belastung durch ein Kippmoment
$F_{a,max}$	N	übertragbare Axialkraft
F_{ax}	N	axiale Betätigungskraft beim Kraftspannfutter
$F_{ax,max}$	N	maximale Betätigungskraft beim Kraftspannfutter
F_{Dose}	N	mit Kraftmessdose ermittelte Tangentialkraft
F_{Fl}	N	Fliehkraft
$F_{FlB,AB}$	N	Fliehkraft pro Aufsatzbacke
$F_{FlB,AG}$	N	Fliehkraft eines Ausgleichsgewichtes
$F_{FlB,FK}$	N	Fliehkraft des Futterkörpers/-kolbens
$F_{FlB,GB}$	N	Fliehkraft pro Grundbacke
$F_{FlB,gegen}$	N	Gegenkraft pro Backe beim Keilflächenfutter mit Flieh-kraftausgleich
$F_{FlB,i}$	N	Fliehkraft vom Bauelement ’i’ pro Backe
$F_{FlB,TB}$	N	Fliehkraft pro Antriebsbacke
$F_{FlB,wirk}$	N	an der Spannstelle wirksame Fliehkraft pro Backe
F_G	N	Gewichtskraft des Werkstücks
F_k	N	Kippkraft
$F_{k,max}$	N	Grenzkippkraft
$F_{k,max,i}$	N	bei Spannbacke ’i’ berechnete Grenzkippkraft
F_{knoten}	N	Kontaktknotenkraft
F_{Ni}	N	Normalkraft in Fläche ’i’
F_p	N	Passivkraft
F_r	N	Radialkraft am Spannfutter
F_{ri}	N	zerlegte Radialkraft auf der Koordinate R_i

F_s	N	Schnittkraft
F_{sp}	N	Spannkraft
F_{sp0}	N	Ausgangsspannkraft
F_{spa}	N	Mindestspannkraft zur Aufnahme der Axialkraft
F_{spB}	N	Backenspannkraft (Spannkraft pro Spannbacke)
F_{spB0}	N	Ausgangsspannkraft pro Backe
$F_{spB,G}$	N	gleichmäßig verteilte Komponente der Backenspannkraft
$F_{spB,L}$	N	linear verteilte Komponente der Backenspankraft
F_{spd}	N	Mindestspannkraft zur Aufnahme des Drehmomentes
F_{spda}	N	Mindestspannkraft zur Aufnahme der Kombination des Drehmomentes und der Axialkraft
$(F_{sp})_{exp.}$	N	tatsächlich erreichte Spannkraft
$(F_{sp})_{ideal}$	N	ideale Spannkraft
F_{spk}	N	Mindestspannkraft zur Aufnahme des Kippmomentes
$F_{sp,max}$	N	maximale Spannkraft
$F_{sp,min}$	N	erforderliche Mindestspannkraft
F_{Ti}	N	tangentiale Reibungskraft in Fläche ’i’
F_u	N	tangentiale Kraft in den Spannflächen
F_{uB}	N	tangentiale Kraft an der Spannstelle einer Backe
F_{un}	N	Unwuchtkraft
F_v	N	Vorschubkraft
F_{vax}	N	Vorschubkraft eines axialen Werkzeuges
F_{xi}	N	Reaktionskraft in x-Richtung der Spannbacke ’i’
$F_{xi,L}$	N	Reaktionskraft in x-Richtung der Spannbacke ’i’ infolge der Belastung ’L’
F_{yi}	N	Reaktionskraft in y-Richtung der Spannbacke ’i’
$F_{yi,L}$	N	Reaktionskraft in y-Richtung der Spannbacke ’i’ infolge der Belastung ’L’
F_z	N	Zerspankraft
F_{zi}	N	Reaktionskraft in z-Richtung der Spannbacke ’i’
$F_{zi,L}$	N	Reaktionskraft in z-Richtung der Spannbacke ’i’ infolge der Belastung ’L’
g	m/s^2	Erdbeschleunigung
h	mm	Spanungsdicke
h_{AB}	mm	Aufsatzbackenhöhe
h_{AB0}	mm	Grundspannabstand zum Definieren der grundlegenden Aufsatzbackensteifigkeiten
h_B	mm	Backenhub
h_F	mm	Futterhöhe
h_j	-	relative Häufigkeit

$h_{k,GB}$	mm	Abstand Verbindungsstelle der Aufsatzbacke zur Grundbacke – Druckebene der Grundbacke auf dem Getriebesystem
h_{kol}	mm	Kolbenhub
$h_{ref,AB}$	mm	Referenzabstand zur Beschreibung des Einflusses des Spannabstandes auf die Aufsatzbackensteifigkeit
$h_{r,GB}$	mm	Abstand Verbindungsstelle der Aufsatzbacke zur Grundbacke – Mittelebene der oberen und der unteren Backenführung
$h_{s,AB}$	mm	Abstand Schwerpunkt der Aufsatzbacke – Verbindungsstelle der Aufsatzbacke zur Grundbacke
$h_{s,GB}$	mm	Abstand Verbindungsstelle der Aufsatzbacke zur Grundbacke – Schwerpunkt der Grundbacke
$h_{s,gegen}$	mm	Abstand Verbindungsstelle der Aufsatzbacke zur Grundbacke – Druckebene der Gegenkraft auf der Grundbacke
h_{sp}	mm	Spannabstand: Abstand Spannstelle – Verbindungsstelle der Aufsatzbacke zur Grundbacke
h_v	mm	Zahnhöhe
i_H	-	Hebelübersetzungsverhältnis
I	mm^4	Flächenträgheitsmoment
J_F	kgm^2	Massenträgheitsmoment des Futters
K	-	Anzahl der Spannbacken
k_a	N/μm	axiale Verlagerungssteifigkeit des Spannmittels unter Einwirkung einer Axialkraft
k_f	N/μm	radiale Verlagerungssteifigkeit des Spannmittels an der Spannstelle unter Spannkrafteinwirkung ($k_f = k_{r,sp,sp}$)
k_{ij}	N/μm	Verlagerungssteifigkeit in j-Richtung infolge einer Kraft in i-Richtung
$K_{i\xi}$, $k_{i\psi}$, $k_{i\zeta}$	N/(μm/m)	Neigungssteifigkeit um die X- bzw. Y- bzw. Z-Achse infolge einer Kraft in i-Richtung
k_k	Nm/(μm/m)	Kippsteifigkeit
$k_{k,AB0}$	Nm/(μm/m)	grundlegende Spannbackenkippsteifigkeit
$k_{k,AB,starr}$	Nm/(μm/m)	Spannbackenkippsteifigkeit infolge der Starrkörperbewegung der Aufsatzbacke
k_{kB}	N/μm	(durchschnittliche) Kontaktsteifigkeit der Spannbacke
k_{kBD}	N/μm	differentielle Kontaktsteifigkeit der Spannbacke
k_{ke}	Nm/(μm/m)	Kippsteifigkeit der Werkstückspannung
$k_{k,GB}$	Nm/(μm/m)	Spannfutterkippsteifigkeit
$k_{k,GB0}$	Nm/(μm/m)	grundlegende Spannfutterkippsteifigkeit
K_{kipp}	Nm/kN	zulässiges Kippmoment bei 1 kN Backenspannkraft nach WARNECKE [126]

$k_{k,sp,sp}$	Nm/(μm/m)	gesamte Kippsteifigkeit des Spannmittels an der Spannstelle unter Spannkrafteinwirkung
k_{kw}	N/μm	Kontaktsteifigkeit des Werkstücks
k_n	N/(μm/m)	Neigungssteifigkeit
$k_{n,AB,sp}$	N/(μm/m)	Neigungssteifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Aufsatzbacke unter Spannkrafteinwirkung
$k_{n,FK0}$	N/(μm/m)	grundlegende Neigungssteifigkeit des Futterkörpers unter Fliehkrafteinfluss
$k_{n,GB0}$	N/(μm/m)	grundlegende Spannfutterneigungssteifigkeit unter Spannkrafteinwirkung
$k_{n,GB,sp}$	N/(μm/m)	Neigungssteifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Spannkrafteinwirkung
$k_{n,sp,sp}$	N/(μm/m)	gesamte Neigungssteifigkeit an der Spannstelle unter Spannkrafteinwirkung
k_{nt}	N/(μm/m)	Neigungssteifigkeit des Spannmittels unter Einwirkung einer Tangentialkraft
k_{nr}	N/(μm/m)	Neigungssteifigkeit des Spannmittels unter Einwirkung einer radialen Spannkraft ($k_{nr} = k_{n,sp,sp}$)
$k_{p1.1}$	N/mm^2	Hauptwert der spezifischen Passivkraft
k_r	N/μm	radiale Verlagerungssteifigkeit des Spannmittels, ohne Kippung der Backe ($k_r = k_{r,GB}$)
$k_{r,AB0}$	N/μm	grundlegende radiale Spannbackensteifigkeit
$k_{r,AB,AB}$	N/μm	radiale Verlagerungssteifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Aufsatzbacke unter Einwirkung ihrer Fliehkraft
$k_{r,AB,sp}$	N/μm	radiale Verlagerungssteifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Aufsatzbacke unter Spannkrafteinwirkung
$k_{r,AB,starr}$	N/μm	radiale Verlagerungssteifigkeit infolge der Starrkörperbewegung der Aufsatzbacke
$k_{red,w}$	N/μm	reduzierte (durchschnittliche) radiale Werkstücksteifigkeit
$k_{red,wD}$	N/μm	reduzierte differentielle radiale Werkstücksteifigkeit
$k_{red,s}$	N/μm	reduzierte Radialsteifigkeit des Spannkraftsensors
$k_{r,FK0}$	N/μm	grundlegende radiale Verlagerungssteifigkeit des Futterkörpers/-kolbens unter Fliehkrafteinfluss
$k_{r,FK,FK}$	N/μm	radiale Verlagerungsseifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung des Futterkörpers/-kolbens unter Fliehkrafteinfluss
$k_{r,GB}$	N/μm	radiale Spannfuttersteifigkeit
$k_{r,GB,AB}$	N/μm	radiale Verlagerungssteifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Einwirkung der Aufsatzbackenfliehkraft

$k_{r,GB,GB}$	N/µm	radiale Verlagerungssteifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Einwirkung der Grundbackenfliehkraft
$k_{r,GB,gegen}$	N/µm	radiale Verlagerungssteifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Einwirkung der Gegenkraft
$k_{r,GB,sp}$	N/µm	radiale Verlagerungssteifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Spannkrafteinwirkung
$k_{r,sp,sp}$	N/µm	gesamte radiale Verlagerungssteifigkeit des Spannmittels an der Spannstelle unter Spannkrafteinwirkung
$k_{r,TB}$	N/µm	radiale Verlagerungssteifigkeit der Antriebsbacke
$k_{s1.1}$	N/mm^2	Hauptwert der spezifischen Schnittkraft
k_t	N/µm	tangentiale Verlagerungssteifigkeit des Spannmittels unter Einwirkung einer Tangentialkraft
k_v	N/µm	Verlagerungssteifigkeit
$k_{v1.1}$	N/mm^2	Hauptwert der spezifischen Vorschubkraft
k_w	N/µm	(durchschnittliche) radiale Werkstücksteifigkeit
k_{wD}	N/µm	differentielle radiale Werkstücksteifigkeit
k_{wi}	N/µm	idealisierte radiale Werkstücksteifigkeit
k_x	N/µm	Steifigkeit in x-Richtung des lokalen Koordinatensystems
k_y	N/µm	Steifigkeit in y-Richtung des lokalen Koordinatensystems
k_z	N/µm	Steifigkeit in z-Richtung des lokalen Koordinatensystems
l	mm	Länge
l_{12}	mm	Abstand Messebene 1 – Messebene 2
l_a	mm	Abstand äußere Befestigungsschraubenachse – Außenseite der Aufsatzbacke
l_{AB}	mm	Aufsatzbackenlänge
l_{aus}	mm	radiale Auskraglänge der Grundbacke mit Kreuzversatz aus dem Futterkörper, oder radiale Auskraglänge der Aufsatzbacke mit Spitzverzahnung aus der Grundbacke
$l_{aus,w}$	mm	Auskraglänge des Werkstücks
l_{B1}	mm	Abstand Befestigungsstelle der Messplatte – Messebene 1
l_{BF}	mm	Backenführungslänge
$l_{B,sp}$	mm	Backenspanndicke
l_e	mm	wirksamer Hebelarm der axialen Backenreaktionskräfte gegen ein Kippmoment
l_{GB}	mm	Grundbackenlänge
l_{in}	mm	Einrücklänge der Aufsatzbacke
l_k	mm	Abstand Kippkraft – Spannstelle (Mittelebene der Spannlänge)

$l_{k,aus}$	mm	Abstand Kippkraft – Außenseite der Spannlänge ($l_{k,aus} = l_k – l_{sp}/2$)
$l_{ref,aus}$	mm	Referenzauskraglänge zur Beschreibung des Einflusses der Auskraglänge der Spannbacke auf die Spannfutter- oder Spannbackenkippsteifigkeit
l_s	mm	Abstand Werkstückschwerpunkt – Spannstelle
l_{sB}	mm	Abstand der Befestigungsschrauben
l_{sp}	mm	Spannlänge
$l_{sp,e}$	mm	eigentliche Spannlänge
l_{st}	mm	Stützlänge: Abstand äußere Befestigungsschraubenachse – äußerer tragender Zahn
l_z	mm	Abstand Zerspanstelle – Spannstelle
l_w	mm	Werkstücklänge
m	kg	Masse
M_A	Nm	Anziehdrehmoment der Befestigungsschrauben
m_{AB}	kg	Masse pro Aufsatzbacke
m_{AG}	kg	Masse pro Ausgleichsgewicht
m_B	kg	Masse pro Spannbacke
M_d	Nm	Drehmoment
M_{dax}	Nm	Drehmoment eines axialen Werkzeuges
$M_{d,max}$	Nm	übertragbares Drehmoment
m_F	kg	Futtergewicht
m_{GB}	kg	Masse pro Grundbacke
m_i	kg	Masse des Bauelementes ’i’
M_k	Nm	Kippmoment
M_{ki}	Nm	zerlegtes Kippmoment auf der Koordinate R_{ki}
$M_{k,max}$	Nm	Grenzkippmoment
M_{kol}	mm	Gewinde des Futterkolbens
$1\text{-}m_p$	-	Anstiegswert der Passivkraft
$1\text{-}m_s$	-	Anstiegswert der Schnittkraft
M_{sp}	Nm	Schlüsselmoment beim Handspannfutter
$M_{sp,max}$	Nm	maximales Schlüsselmoment beim Handspannfutter
m_{TB}	kg	Masse pro Antriebsbacke
$1\text{-}m_v$	-	Anstiegswert der Vorschubkraft
m_w	kg	Masse des Werkstücks
n	min^{-1}	Drehzahl
n_{max}	min^{-1}	maximale Drehzahl
n_{sl}	-	Umdrehungen des Spannschlüssels für einen Backenhub h_B beim Handspannfutter
n_{zul}	min^{-1}	zulässige Drehzahl

p	N/mm^2	Intensität der Radialbelastung
R_1,R_2	-	Koordinaten für Zerlegung der Radialkraft
R_a	μm	Mittenrauhwert
r_{Dose}	mm	radiale Position der Kraftmessdose
r_{ew}	mm	Exzentrizität des Werkstücks
R_{k1}, R_{k2}	-	Koordinaten für Zerlegung des Kippmomentes
r_m	mm	Schwerpunkradius des Druck- und Zwischenstücks des Spannkraftsensors
$r_{s,AB}$	mm	Schwerpunktradius der Aufsatzbacke
$r_{s,AG}$	mm	Schwerpunktradius des Ausgleichsgewichtes
r_{sB}	mm	Schwerpunktradius der Spannbacke
$r_{s,GB}$	mm	Schwerpunktradius der Grundbacke
$r_{s,i}$	mm	Schwerpunktradius des Bauelementes ’i’
$r_{s,TB}$	mm	Schwerpunktradius der Antriebsbacke
R_z	μm	gemittelte Rauhtiefe
s	mm	Vorschub je Umdrehung
S_{sp}	-	Sicherheitsfaktor Spannkraft
s_v	mm	Zahnfußdicke
S_z	-	Sicherheitsfaktor Zerspankraft
S_μ	-	Sicherheitsfaktor Spannbeiwert
t	s	Zeit
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_f	m/min	Vorschubgeschwindigkeit
V_i	mm^3	Volumen
w	μm	Verlagerung
w_a	μm	axiale Verlagerung
w_i	μm	Verlagerung am i-ten Messtaster
w_r	μm	radiale Verlagerung
$w_{r,GB}$	μm	radiale Verlagerung der Grundbacke an der Mittelebene der oberen und der unteren Backenführung
$w_{sp,AB}$	μm	radiale Verlagerung an der Spannstelle infolge der Verformung der Aufsatzbacke unter Spannkrafteinwirkung
$w_{sp,AB1}$	μm	radiale Verlagerung an der Spannstelle infolge der Starrkörperbewegung der Aufsatzbacke unter Spannkrafteinwirkung
$w_{sp,AB2}$	μm	radiale Verlagerung an der Spannstelle infolge der Eigenverformung der Aufsatzbacke unter Spannkrafteinwirkung
$w_{sp,GB}$	μm	radiale Verlagerung an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Spannkrafteinwirkung
w_w	μm	durchschnittliche radiale Verlagerung des Werkstücks

w_{wD}	µm	Verlagerungsdifferenz des vollgespannten Werkstücks unter Einwirkung einer linear verteilten Backenspannkraft
w_{wD0}	µm	Verlagerungsdifferenz des auskragenden Werkstücks unter Einwirkung einer gleichmäßig verteilten Backenspannkraft
$w_{wD,ab}$	µm	Verlagerungsdifferenz des auskragenden Werkstücks unter Einwirkung einer linear über die Spannlänge abnehmend verteilten Backenspannkraft
$w_{wD,zu}$	µm	Verlagerungsdifferenz des auskragenden Werkstücks unter Einwirkung einer linear über die Spannlänge zunehmend verteilten Backenspannkraft
X	-	X-Koordinatenrichtung
x_{GB}	mm	radialer Abstand Außenseite der Grundbacke – Schwerpunkt der Grundbacke
X_i, Y_i, Z_i	-	Koordinaten der Spannbacke 'i'
$\underline{x_i}, \underline{y_i}, \underline{z_i}$	-	Koeffizienten
x_s, z_s	mm	Schwerpunktlage
Y	-	Y-Koordinatenrichtung
z	-	Zähnezahl
Z	-	Z-Koordinatenrichtung
α	°	Arbeitswinkel zwischen Schnittkraftrichtung und Y-Koordinatenrichtung gegen die Futterrotationsrichtung bei Blickrichtung auf das Drehfutter
α	°	Kippwinkel
α	°	Keilwinkel der Keilfläche
α_0	°	halber Winkel zwischen zwei Spannkraftangriffsstellen
$\alpha_{sp,AB}$	µm/m	Kippwinkel an der Spannstelle infolge der Verformung der Aufsatzbacke unter Spannkrafteinwirkung
$\alpha_{sp,AB1}$	µm/m	Kippwinkel an der Spannstelle infolge der Starrkörperbewegung der Aufsatzbacke unter Spannkrafteinwirkung
$\alpha_{sp,AB2}$	µm/m	Kippwinkel an der Spannstelle infolge der Eigenverformung der Aufsatzbacke unter Spannkrafteinwirkung
$\alpha_{sp,GB}$	µm/m	Kippwinkel an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit unter Spannkrafteinwirkung
β	°	Drehwinkel zwischen Kippachse und Passivkraft
χ	-	Einflussfaktor der Kippsteifigkeit nach WARNECKE [126]
χ_{AB}	-	Kippeinflussfaktor für die Aufsatzbackenfliehkraft
χ_{FK}	-	Kippeinflussfaktor für die Fliehkraft des Futterkörpers/-kolbens
χ_{GB}	-	Kippeinflussfaktor für die Grundbackenfliehkraft
χ_{AG}	-	Kippeinflussfaktor für die Fliehkraft der Ausgleichsgewichte

χ_H	°	Einstellwinkel der Hauptschneide
χ_i	-	Kippeinflussfaktor für die Fliehkraft des Bauelementes ’i’
χ_{System}	-	Einflussfaktor der Systemsteifigkeiten
χ_{TB}	-	Kippeinflussfaktor für die Fliehkraft der Antriebsbacke
χ_{wirk}	-	Einflussfaktor der Systemsteifigkeiten bei unendlicher Werkstücksteifigkeit
δ	-	Durchmesserverhältnis (Innen- / Außendurchmesser)
δ, δ_1, δ_2	°	Reibwinkel
ΔF_{Sensor}	N	Fliehkraft des Druck- und Zwischenstücks des Spannkraftsensors
ΔF_{sp}	N	Spannkraftverlust, -anstieg
ΔF_{spB}	N	Spannkraftverlust, -anstieg pro Backe
$(\Delta F_{sp})_M$	N	gemessener Spannkraftverlust
$(\Delta F_{sp})_R$	N	berechneter Spannkraftverlust
Δl	mm	Abstand der entgegenwirkenden Backenspannkräfte
Δl_B	mm	Verschiebung des Angriffspunktes der Backenspannkraft
Δl_{B1}	mm	Verschiebung des Angriffspunktes der Backenspannkraft der Backe ’1’
Δl_{B23}	mm	Verschiebung des Angriffspunktes der Backenspannkraft der Backe ’2’ und ’3’
Δm_{Sensor}	kg	Masse des Druck- und Zwischenstücks des Spannkraftsensors
$\Delta w_{F,sp}$	µm	spannfutterseitige radiale Verlagerung an der Spannstelle
$\Delta w_{w,sp}$	µm	werkstückseitige radiale Verlagerung an der Spannstelle
Δx, Δy, Δz	mm	Verlagerung in X- bzw. Y- bzw. Z-Richtung
$\Delta\chi_{System}$	-	Abweichung des berechneten und gemessenen Einflussfaktors der Systemsteifigkeiten
η	-	Spannwirkungsgrad
η_0	-	Spannwirkungsgrad ohne Kippmoment auf Backenführungen
η_H	-	Wirkungsgrad des Hebelgetriebes
φ	°	Drehwinkel zwischen Passivkraft und Koordinate R_1
φ_F	°	Winkel zwischen Koordinate R_1 und Radialkraft
φ_{F0}	°	Winkel zwischen Koordinate R_1 und Radialkraft bei $\varphi = 0$
φ_M	°	Winkel zwischen Koordinate R_{k1} und Kippmoment
φ_{M0}	°	Winkel zwischen Koordinate R_{k1} und Kippmoment bei $\varphi = 0$
λ	-	Seitenverhältnis Spannfläche
λ	°	Neigungswinkel des Maschinenbettes
μ	-	Reibungszahl
μ	-	Poisson’sche Querdehnzahl

μ_{sp}	-	Spannbeiwert
μ_{spa}	-	axialer Spannbeiwert
$\mu_{spa,zug}$	-	axialer Spannbeiwert bei Zugbelastung
$\mu_{spa,druck}$	-	axialer Spannbeiwert bei Druckbelastung
μ_{spt}	-	tangentialer Spannbeiwert
θ	µm/m	Winkel zwischen der Werkstück- und Backenfläche
θ_B	µm/m	Kippwinkel der Backenfläche
θ_{B0}	µm/m	Ausgangskippwinkel der Backenfläche
θ_{B1}	µm/m	zusätzlicher Kippwinkel der Backe ’1’
θ_{B23}	µm/m	zusätzlicher Kippwinkel der Backe ’2’ und ’3’
θ_w	µm/m	Kippwinkel des Werkstücks in seiner Einspannung
θ_{w1}	µm/m	Kippwinkel des Werkstücks an Backe ’1’
θ_{w23}	µm/m	Kippwinkel des Werkstücks an Backe ’2’ und ’3’
$\theta_{w,ges}$	µm/m	gesamter Kippwinkel des Werkstücks
ρ	kg/mm^3	Dichte
ρ_k	Nm/kN	spezifisches Grenzkippmoment
σ	°	Spitzenwinkel des Bohrers
ξ, ψ, ζ	µm/m	Neigung der Spannbacke um die X- bzw. Y- bzw. Z-Achse

Kurzzeichen

Zeichen	Erläuterung
AB	Aufsatzbacke
A/D	Analog/Digital
AG	Ausgleichsgewicht
ASCII	American Standard Code for Information Interchange
BSW	Backenschnellwechselsystem
CBN	kubisch kristallines Bornitrid
CCD	Charge Coupled Device
CE	Concurrent Engineering
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CIM	Computer Integrated Manufacturing
CNC	Computer Numerical Control
CVD	Chemical Vapour Deposition
DMS	Dehnungsmessstreifen
FEM	Finite-Elemente-Methode
F-KFL-K	Keilflächenfutter, kraftbetätigt
F-KFL-K-BSW	Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem, kraftbetätigt

F-KFL-K-FLA	Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich, kraftbetätigt
F-KST-H	Keilstangenfutter, handbetätigt
F-KST-K	Keilstangenfutter, kraftbetätigt
F-KST-K-BSW	Keilstangenfutter mit Backenschnellwechselsystem, kraftbetätigt
FLA	Fliehkraftausgleich
GB	Grundbacke
GFK	Glasfaserverbundwerkstoff
HB	harte Backe
HB-Hin	harte Aufsatzbacke, die mit den zwei hinteren Schrauben auf der Grundbacke befestigt wird
HB-K	harte Backe mit Kreuzversatz
HB-S	harte Backe mit Spitzverzahnung
HB-Um	Nutzung der Stufenseite als Spannfläche durch Drehung der harten Aufsatzbacke
HB-Vor	harte Aufsatzbacke, die mit den zwei vorderen Schrauben auf der Grundbacke befestigt wird
HM	Hartmetall
HSC	High Speed Cutting, Hochgeschwindigkeitsbearbeitung
HSK	Hohlschaftkegel
HSS	Hochleistungsschnellarbeitsstahl
KB	harte Krallenbacke
KB-K	harte Krallenbacke mit Kreuzversatz
KB-S	harte Krallenbacke mit Spitzverzahnung
KSS	Kühlschmierstoff
MMS	Minimalmengenschmierung
PKB	polykristallines, kubisches Bornitrid
PKD	polykristalliner Diamant
PVD	Phsical Vapour Deposition
Sp	Spannbacke
TB	Antriebsbacke bei Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem
UHSM	Ultra High Speed Machining
VP	virtuelle Produktentwicklung
WB	weiche Backe
WB-K	weiche Backe mit Kreuzversatz
WB-S	weiche Backe mit Spitzverzahnung
WS	Werkstück
WZM	Werkzeugmaschine

1 Einleitung

Um die Wettbewerbsfähigkeit eines Unternehmens langfristig zu sichern, wird in der Produktion das Ziel verfolgt, preisgünstige Produkte hoher Qualität in zunehmender Variantenzahl mit einer hohen Logistikleistung bzw. Reaktionsflexibilität auf dem Markt anzubieten [11], **Bild 1-1**. Dabei sind effiziente Produktentwicklungsprozesse wie beispielsweise Computer Integrated Manufacturing (CIM) [15, 84], Simultaneous bzw. Concurrent Engineering (CE) [57] sowie virtuelle Produktentwicklung (VP) [83, 91] erforderlich und kontinuierlich erforscht worden. In den Fertigungsprozessen ist es erforderlich, sowohl technologische als auch organisatorische Maßnahmen zur Kostensenkung und Qualitätserhöhung zu ergreifen.

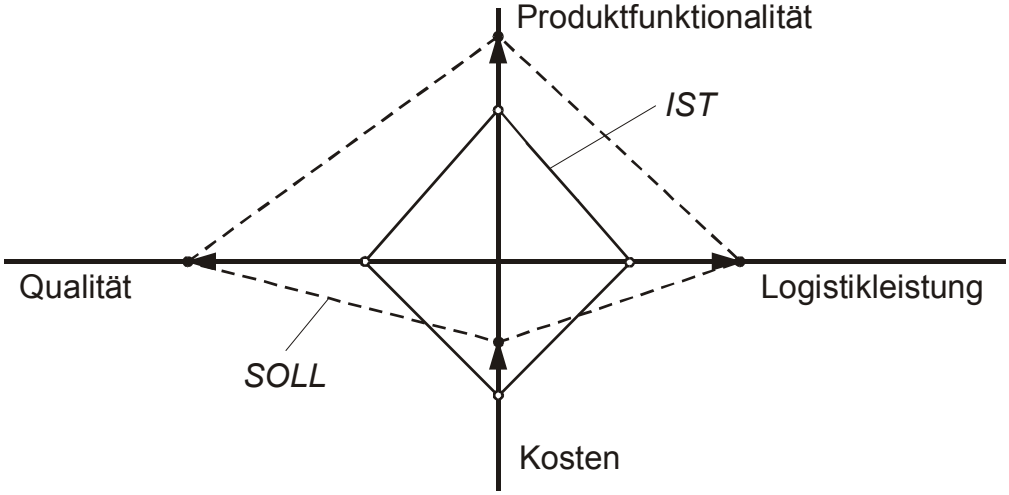


***Bild 1-1**: Zielgröße der Produktion von Unternehmen [11]*

Auf dem Gebiet der spanenden Fertigung sind viele neue Bearbeitungstechnologien wie beispielsweise Trockenbearbeitung, Hartbearbeitung und Hochgeschwindigkeitsbearbeitung (High Speed Cutting, HSC) in den letzten Jahren in die Produktion eingeführt und fortlaufend weiter entwickelt worden [25], **Bild 1-2**. Mit Hilfe dieser neuen Bearbeitungstechnologien werden einerseits geringere Fertigungskosten und andererseits höhere Fertigungsqualitäten erzielt. Die HSC-Bearbeitung hat neben der Hauptzeitreduzierung weitere Vorteile wie größere Zeitspanvolumen, höhere Oberflächenqualitäten und reduzierte Schnittkräfte [69].

Die neuen zerspanenden Bearbeitungstechnologien sind mit hohen Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten sowie hohen Zerspanleistungen verbunden und führen somit zu hohen Anforderungen an Werkzeugmaschinen und Werkzeuge. Im Bereich der Werkzeuge sind mit Hilfe der modernen Schneidstoffe wie Cermets, Schneidkeramiken, PKD oder CBN sowie der Beschichtungstechnologien CVD und PVD die zugelassenen Schnittgeschwindigkeiten und Zerspanleistungen erheblich gesteigert worden. Durch den Einsatz standardisierter und multifunktionaler Werkzeuge lässt sich die Anzahl der unterschiedlichen Operationen verringern, so dass die Fertigungskosten erheblich gesenkt werden können [25]. Um die neuen Bearbeitungs-

technologien einzuführen, sind neue Maschinenkomponenten wie beispielsweise Parallelkinematiken, Hochfrequenz-Motorspindeln, lineare Direktantriebe, Maschinenkapselungen für die HSC-Bearbeitung sowie Thermokompensationen für die Trockenbearbeitung entwickelt worden [25, 88, 116, 129]. Im Bereich des Antriebs lassen sich durch den Einsatz von Motorspindeln und Direktantrieben hohe Spindeldrehzahlen, hohe Vorschubgeschwindigkeiten und geringe Brems- und Beschleunigungszeiten erreichen.

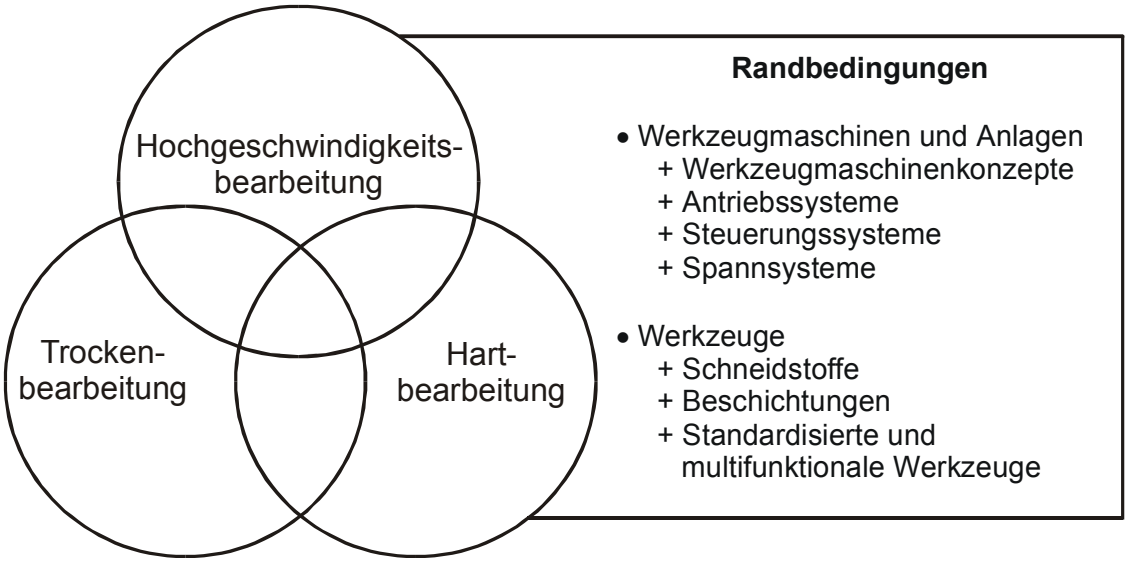


***Bild 1-2**: Neue Bearbeitungstechnologien [25]*

Die HSC-Bearbeitung hat in den letzten Jahren insbesondere beim Fräsen und Schleifen ihren Durchbruch vollzogen und findet zunehmende Verbreitung von der Einzel- bis zur Serienfertigung im Werkzeug- und Formenbau sowie in der Leichtmetallzerspanung im Flugzeugbau [135]. Obwohl die genannten Vorteile auch auf die Drehbearbeitung übertragbar sind, hat sich die HSC-Drehbearbeitung hier bisher nicht etablieren können. Der Grund dafür liegt in den im Vergleich zur Fräsbearbeitung geringeren Hauptzeiten und dem ungelösten Problem der sicheren und flexiblen Spannung schnell rotierender Werkstücke [68, 94]. Die zur Zeit bei der Drehbearbeitung am häufigsten angewendeten Werkstückspannzeuge, die Backenfutter, unterliegen bei hohen Spindeldrehzahlen infolge der an den Spannbacken auftretenden Fliehkräfte einer starken Spannkraftabnahme bei Außenspannung, so dass die im Rahmen der Drehbearbeitung erreichbare Schnittgeschwindigkeit durch das Spannmittel begrenzt wird. Das Spannsystem für rotierende Werkstücke ist bei der HSC-Drehbearbeitung das schwächste Glied im System Werkzeugmaschine - Spannsystem - Werkstück - Werkzeug [12, 59, 74, 126]. Um die Effektivität und die Sicherheit der Drehbearbeitung zu erhöhen, sind bei den neuen Drehbearbeitungstechnologien neue und flexible Werkstückspannsysteme und eine Optimierung der Spannkräfte in Abhängigkeit von den Prozesskräften erforderlich.

Zur Erhöhung der Grenzdrehzahl sind moderne Spannsysteme wie beispielsweise Backenfutter mit Fliehkraftausgleich, Backenfutter mit leichten Aufsatzbacken aus

faserverstärktem Kunststoff (CFK) sowie CFK-Bandagenfutter entwickelt worden. In einem Fliehkraftausgleich-Backenfutter wird eine sogenannte Fliehkraftkompensation über Ausgleichsmassen angeboten, die den an den Spannbacken wirksamen Fliehkräften über Hebel oder Keilflächen entgegenwirken [174]. Durch die Verwendung der CFK-Aufsatzbacken gelingt es, die Spannbackenmasse bzw. den Drehzahlabhängigen Spannkraftverlust signifikant zu verringern [38, 87, 92]. CFK-Bandagenfutter sind durch eine faserverbundgerechte Konstruktion für die Werkstückspannung bei hohen Drehzahlen geeignet [38, 94].

Bei der Drehbearbeitung mit höherer Schnittgeschwindigkeit und höherer Zerspanleistung ist es im Hinblick auf die Bearbeitungssicherheit erforderlich, die notwendigen Spannkräfte in Abhängigkeit von den Prozesskräften, den Spanngeometrien und der Drehzahl zu berechnen. Wenn die Spannkraft zu gering ist, kann es zum unkontrollierten Entweichen des Werkstücks aus dem Spannfutter kommen. Diese Werkstücke verfügen über eine hohe kinetische Energie und gefährden Maschine und Personal, **Bild 1-3**. Daher hat die Spannkraftberechnung eine besondere Bedeutung für die Drehbearbeitung zur Steigerung der Prozesssicherheit.

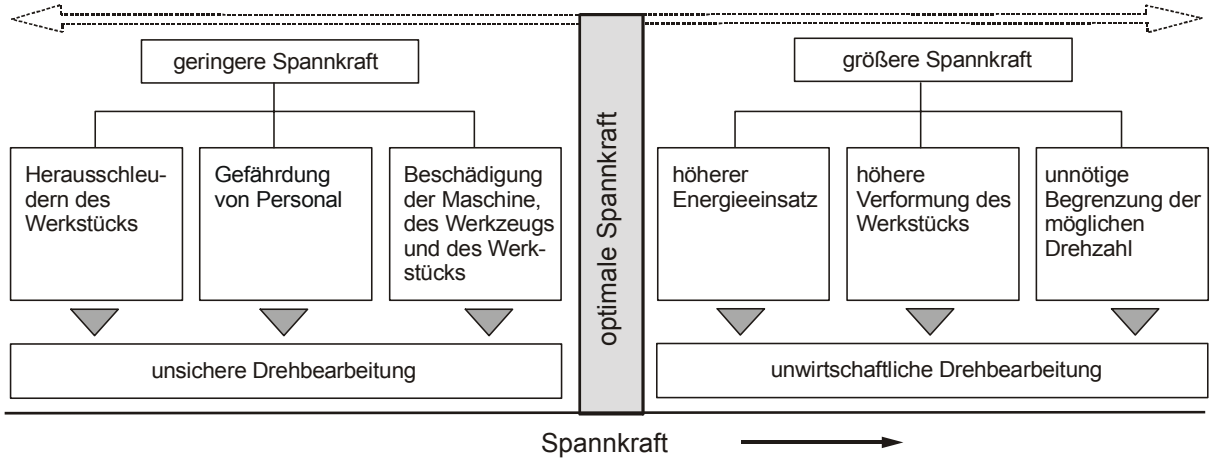


***Bild 1-3**: Notwendigkeit der Berechnung der optimalen Spannkraft bei der Drehbearbeitung*

Die für Prozesssicherheit geforderte Spannkraftberechnung ist auch im Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit der Drehbearbeitung erforderlich. Für größere Spannkräfte wird mehr Maschinenleistung zur Werkstückspannung benötigt. Insbesondere bei dünnwandigen Werkstücken kommt es zu höheren Verformungen, die nach der Bearbeitung als Unrundheit auf dem Werkstück abgebildet sind. Die Berechnung der optimalen Spannkraft ermöglicht daher neben der Energieeinsparung und der Erhöhung der Bearbeitungsgenauigkeit, die Potentiale der existierenden Backenfutter für hohe Drehzahlen besser zu nutzen und damit die Wirtschaftlichkeit der Drehbearbeitung zu erhöhen, Bild 1-3.

2 Stand der Erkenntnisse

2.1 Entwicklungen und Tendenzen in der zerspanenden Bearbeitung

In der zerspanenden Bearbeitung werden eine Vielzahl neuer Technologien, die mit Kostensenkung und Qualitätserhöhung verbunden sind, kontinuierlich erforscht und weiter optimiert. Die wesentlichen neuen Bearbeitungstechnologien, die in den letzten Jahren in die Produktion eingeführt wurden und fortlaufend weiter entwickelt werden, sind die Trockenbearbeitung, die Hartbearbeitung, vor allem mit definierter Schneide, und die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung [25], Bild 1-2. Diese drei technologischen Aspekte der Fertigungstechnik sind nicht scharf gegeneinander abgrenzt, sondern werden in vielen Anwendungsfällen gemeinsam realisiert. So ist zum Beispiel oft die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung mit definierter Schneide gleichzeitig eine Trockenbearbeitung, da die eingesetzten Schneidstoffe thermoschockempfindlich sind.

Die Trockenbearbeitung und die Bearbeitung mit Minimalmengenschmierung (MMS) werden heute bereits in vielen Bereichen der Zerspanung mit definierter Schneide eingesetzt. Im Vergleich zur herkömmlichen Nassbearbeitung mit Öl oder Emulsion verzichtet die Trockenbearbeitung auf den Einsatz von Kühlschmierstoffen (KSS). Bei der Minimalmengenschmierung wird das Medium nur zur Schmierung der Zerspanstelle eingesetzt. Die Trockenbearbeitung hat Vorteile, welche den möglichen Nachteilen wie Staubentwicklung und höhere thermische Belastung an der Schneide überwiegen [25, 28, 29, 39, 40, 65, 71, 80, 139]:

- Reduzierung der Kosten: Bei der Nassbearbeitung beträgt der Anteil der Kühlschmierstoffkosten 11 % - 15 % der gesamten Fertigungskosten [25]. Der größte Anteil entfällt hierbei auf die Investitionskosten für das Kühlschmierstoff-Versorgungssystem. Weitere Kosten entstehen beim Personal für Betrieb und Wartung des Kühlschmierstoffsystems sowie für Bereitstellung und Entsorgung des Kühlschmiermittels und Trocknung nasser Späne. Durch Verzicht auf Kühlschmierstoffe sind die Fertigungskosten bei der Trockenbearbeitung erheblich zu reduzieren.

- Verbesserung der Arbeitsbedingungen: Die Kühlschmierstoffe und ihre Dämpfe gehen mit einer gesundheitlichen Gefährdung der Mitarbeiter einher.

- Berücksichtigung des Umweltschutzes: Leckage- und Ausschleppverlust, Emissionen, Waschwasser und nicht zuletzt die Entsorgung der Verbrauchten Kühlschmierstoffe gefährden Boden, Wasser und Luft.

- Erhöhung der Produktivität: Durch den Einsatz leistungsfähigerer Werkzeuge kann die Umstellung von Nass- auf Trockenbearbeitung mit einer Steigerung der Schnittgeschwindigkeit und der Schnittwerte und somit mit einer Erhöhung der Produktivität verbunden sein. Die Möglichkeit der Umstellung auf

Trockenbearbeitung ist im wesentlich anhängig von dem gewählten Fertigungsverfahren [139], **Bild 2-1**.

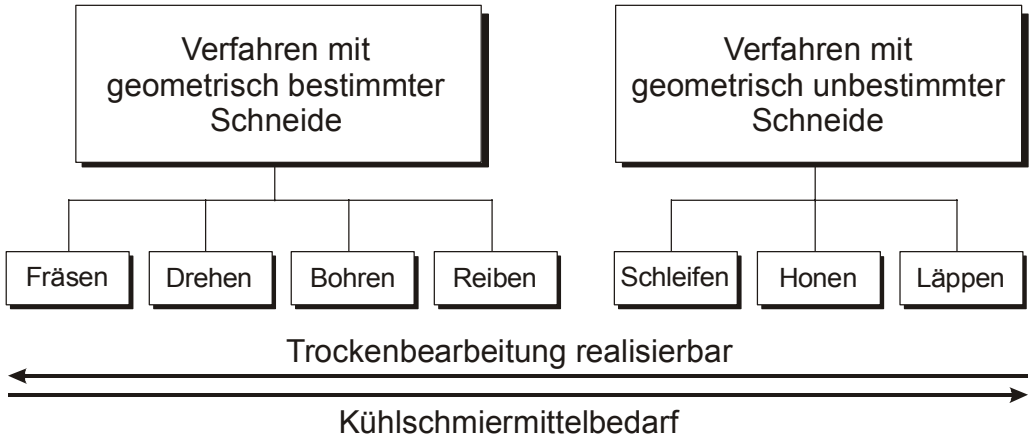


***Bild 2-1**: Eignung der Fertigungsverfahren zur Trockenbearbeitung [139]*

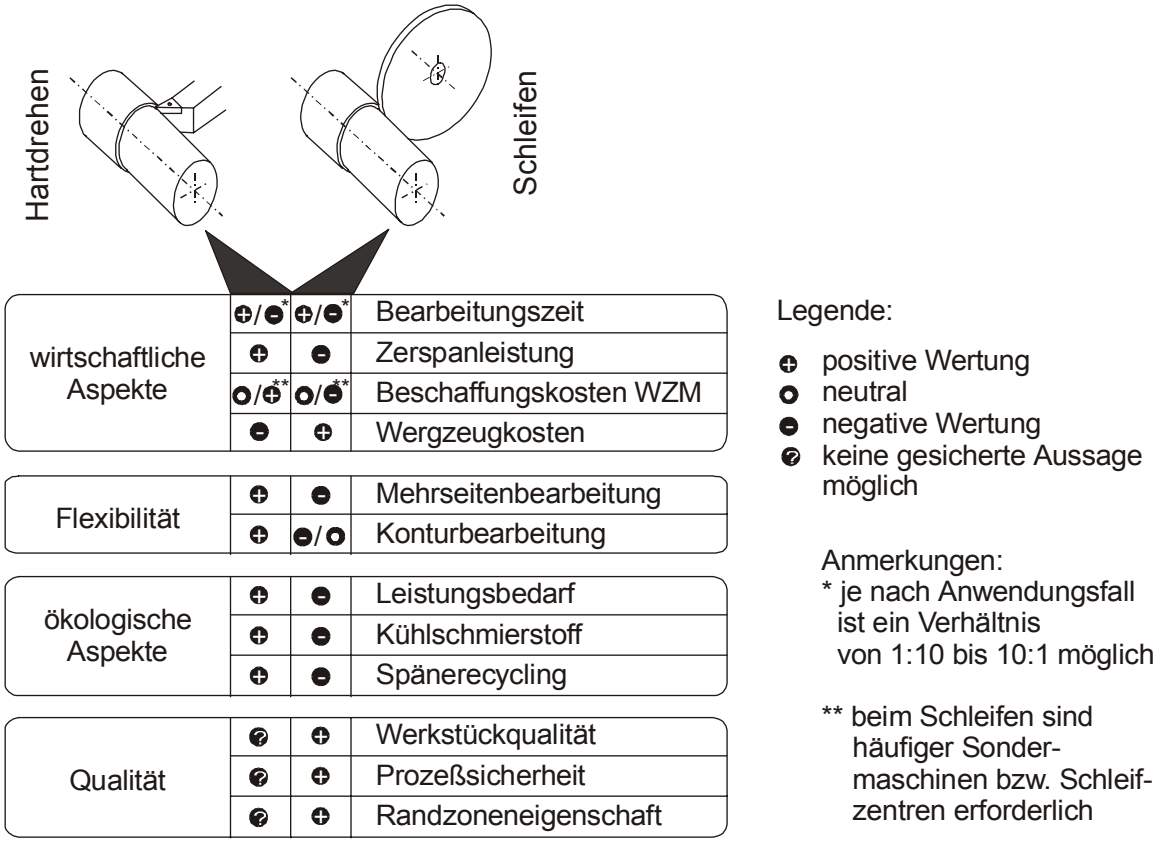


***Bild 2-2**: Verfahrensvergleich Hartdrehen-Schleifen [30]*

Bei der Hartbearbeitung hat die Bearbeitung mit geometrisch bestimmter Schneide das Schleifen in vielen Anwendungsfällen abgelöst [25, 32, 42, 43, 117, 120, 122, 131, 134]. Vor allem das Hartdrehen hat mittlerweile erheblich an Bedeutung gewonnen, aber auch für Hartfräsen und Hartbohren eröffnen sich zunehmende Einsatzmöglichkeiten. Der wesentliche Vorteil der Hartbearbeitungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide beruht auf der größeren Verfahrensflexibilität gegenüber

den abrasiven Verfahren. Insbesondere beim Hartdrehen können aufgrund des nicht formgebundenen Werkzeugs verschiedene Werkstückkonturen flexibel in einer Aufspannung bearbeitet werden. Außen- und Innenbearbeitung sind auf einer Maschine durchführbar. Beim Hartdrehen wird entweder eine Schleifbearbeitung komplett substituiert oder zumindest das Vorschleifen vor dem Finishing durch die Drehbearbeitung ersetzt. Dadurch lässt sich in vielen Anwendungsfällen eine wirtschaftlichere Bearbeitung gegenüber der konventionellen Hartbearbeitung erzielen [117]. Hinzu kommt eine erheblich höhere Umweltverträglichkeit des Hartdrehens aufgrund der möglichen Trockenbearbeitung. Das Hartfeindrehen ist immer mit Trockenbearbeitung und Präzisionsbearbeitung verbunden. **Bild 2-2** zeigt den Verfahrensvergleich Hartdrehen-Schleifen. Hartbearbeitung mit definierter Schneide führt zu hohen Zerspankräften und Temperaturen und damit zu großen Belastungen der am Zerspanprozess beteiligten Komponenten [120, 125, 134].

Neben der Trocken- und der Hartbearbeitung, sind in letzter Zeit vor allem auf dem Sektor der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung Innovationen zu erkennen [129]. Gegenüber der konventionellen Zerspanung wird unter dem Begriff Hochgeschwindigkeitsbearbeitung die Zerspanung mit deutlich gesteigerter Schnittgeschwindigkeit verstanden [116]. HSC-Bearbeitung ist mit einer hohen Zerspanleistung verbunden [129]. Die HSC-Bearbeitung besitzt die folgenden Vorteile [1, 4, 7, 13, 38, 69, 116, 119, 129], **Bild 2-3**:

- Reduzierung der Hauptzeiten,
- Reduzierung der Fertigungskosten,
- Erhöhung der Zeitspanvolumen,
- Reduzierung der Zerspanungskräfte und -leistungen bezogen auf das Zeitspanvolumen,
- Verbesserung der Oberflächenqualität,
- Erhöhung der Maß- und Formgenauigkeit,
- Vermeidung von Ratterschwingungen,
- Verminderung der Möglichkeiten von Gratbildungen,
- Verringerung der Wärmeentwicklung im Werkstück,
- Reduzierung von nötigen Nachbearbeitungsschritten,
- wirtschaftlicher Einsatz der Schneidstoffe,
- Erhöhung der Flexibilität und
- Möglichkeiten zur wirtschaftlichen Verfahrenssubstitution.

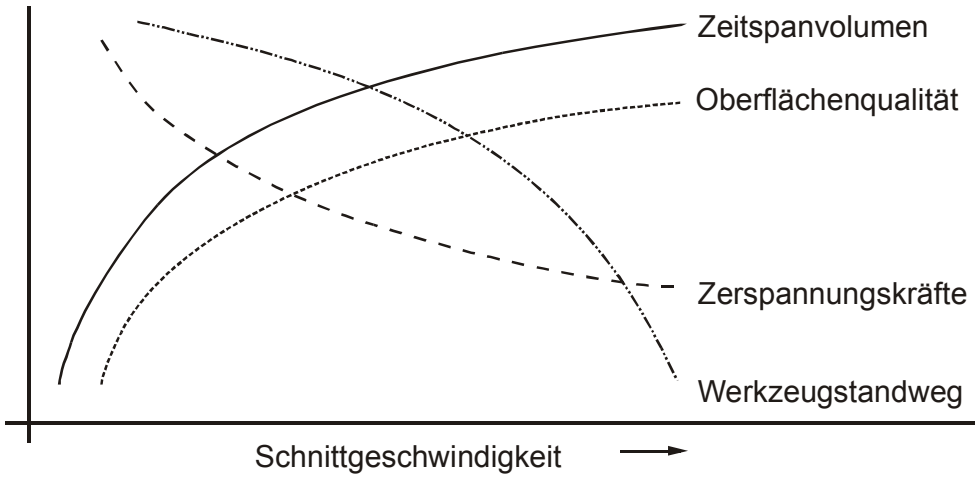


***Bild 2-3**: Charakteristika der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung [69]*

Der Schnittgeschwindigkeitsbereich für HSC-Bearbeitung ist abhängig vom bearbeiteten Werkstoff und vom Fertigungsverfahren. Beim Drehen von Grauguss kann allgemein eine Schnittgeschwindigkeit von etwa 1.000 m/min als HSC-Bearbeitung gelten, während beim Bohren von Grauguss bereits etwa 400 m/min als HSC-Bearbeitung definiert werden [13]. **Bild 2-4** zeigt die von den zu zerspanenden Werkstoffen abhängigen Schnittgeschwindigkeiten bei der HSC-Fräsbearbeitung. Die mit den modernen Schneidstoffen realisierbaren Schnittgeschwindigkeiten bei Aluminiumlegierungen liegen um etwa zwei Zehnerpotenzen höher als bei Nickelbasislegierungen. Die HSC-Bearbeitung ist gegenüber der konventionellen Bearbeitung durch Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit um den Faktor 5 bis 10 gekennzeichnet [69, 129]. Da aus technologischer Sicht die Grenzspanungsdicke nicht unterschritten werden darf, müssen erhöhte Schnittgeschwindigkeiten im gleichen Maße zu höheren Vorschüben führen, **Bild 2-5**. Das heißt, die HSC-Bearbeitung ist auch mit höheren Vorschüben verbunden [14, 129]. Die HSC-Bearbeitung wird sinnvollerweise in Relation zum Fertigungsverfahren, zum bearbeiteten Werkstoff, zum Vorschub und zur Schnittgeschwindigkeit definiert [129].

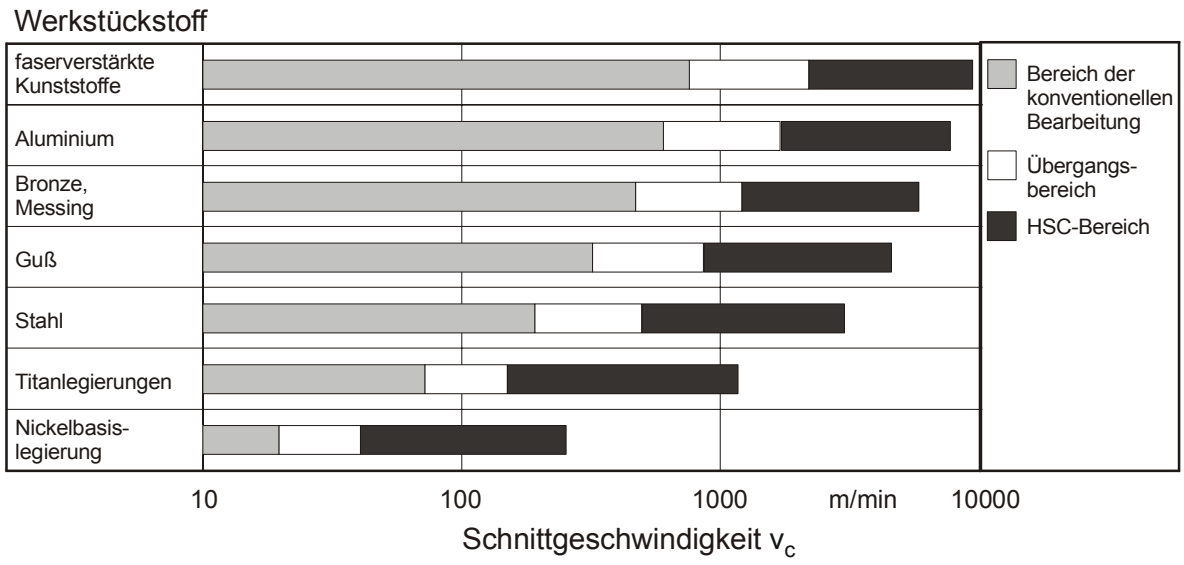


***Bild 2-4**: Schnittgeschwindigkeiten für HSC-Fräsen [69]*

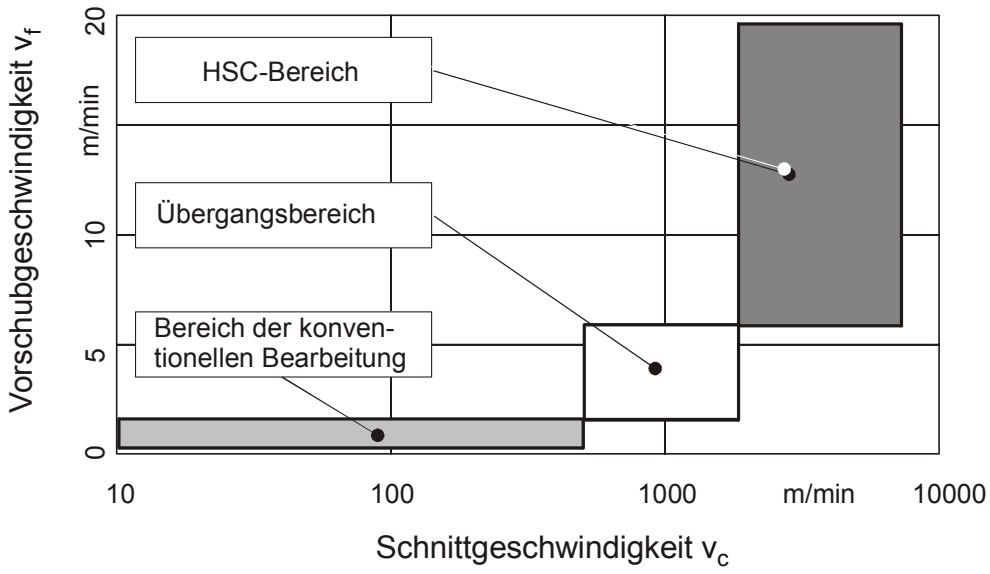


***Bild 2-5**: Zerspanungsbereich bei Aluminiumlegierungen [nach 14, 129]*

In den neuen entwickelten Fertigungstechnologien spielen die Werkzeuge und Schneidstoffe eine zentrale Rolle. Bei der Trockenbearbeitung führt die Vermeidung von Kühlschmierstoffen, die bei der Nassbearbeitung die Primärfunktionen wie Schmieren, Kühlen und Spülen haben, bei gleichen Schnittbedingungen zu einer höheren thermischen Belastung und einer größeren Reibung und Adhäsion der Schneide [29, 39]. Bei der Hartbearbeitung mit definierter Schneide treten durch die hohe Härte des Werkstoffs hohe Kräfte und hohe Temperaturen auf, welche zu hohen thermischen Belastungen und hohen mechanischen Drücken der Schneide führen [120, 125]. Bei der HSC-Bearbeitung verändern sich die technologischen und insbesondere die kinematischen Randbedingungen wie beispielsweise kurze Wergzeugeingriffszeiten, hohe Eingriffsfrequenzen sowie geringere Spanstauchung, die zu Einleitung mehrer Wärme in das Werkzeug und zunehmendem Werkzeugverschleiß führen [69, 116]. Unter diesen hohen Beanspruchungen müssen die modernen Schneidstoffe die folgenden Anforderungen erfüllen [13, 29, 39, 65, 111, 116, 117, 119]:

- hohe Härte sowie Warmhärte,
- große Verschleißfestigkeit sowie Warmverschleißfestigkeit,
- große Verschleißfestigkeit bei hohen Schnittgeschwindigkeiten,
- hohe Zähigkeit und Biegefestigkeit,
- hohe Kantenstabilität,
- hoher Widerstand gegen Diffusion und chemische Reaktion,
- hohe Thermoschockbeständigkeit und
- hohe Ermüdungsfestigkeit bei wechselnd zyklischer Beanspruchung.

Bild 2-6 fasst die Schneidstoffeigenschaften zusammen. Die modernen Schneidstoffe wie beschichtete Hartmetalle, Cermets, Schneidkeramiken, CBN und PKD sind besonders für die Trocken-, Hart- und HSC-Bearbeitung geeignet. **Bild 2-7** zeigt die Möglichkeiten zum Wechsel auf Trockendrehen mit modernen Schneidsoffen. Es kann davon ausgegangen werden, dass sich etwa 60 % bis 80 % der Fräsbearbeitungen von faserverstärkten Kunststoffen, Aluminium und Kupfer sowie deren Legierungen durch die HSC-Bearbeitung realisieren lassen [36].

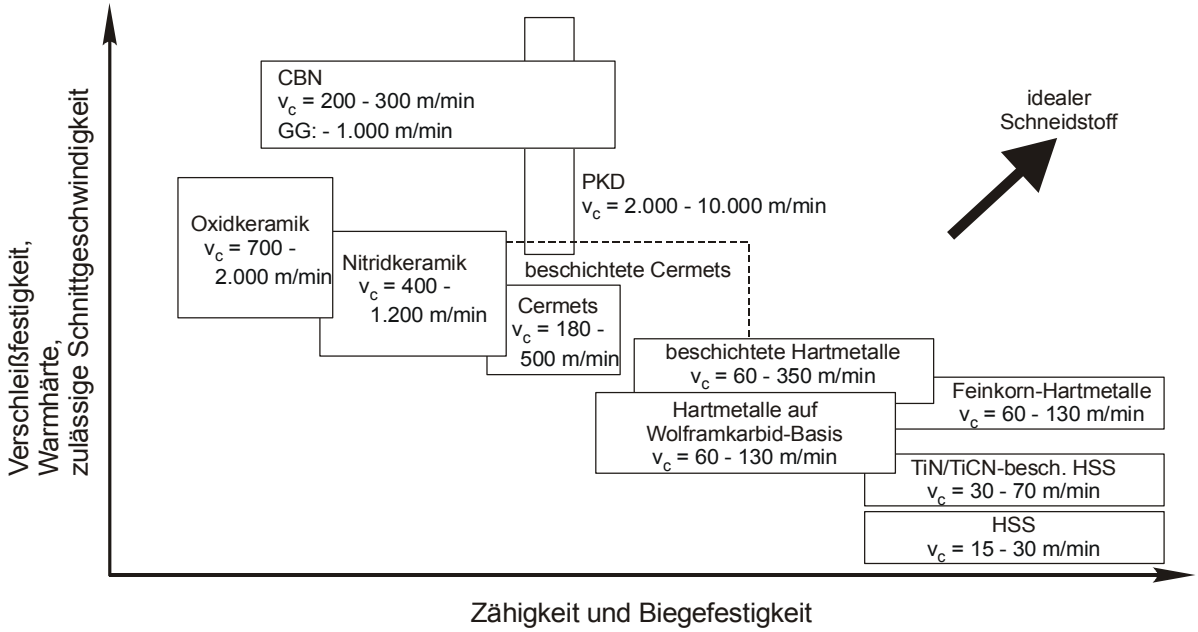


***Bild 2-6**: Schneidstoffeigenschaften [nach 38, 67, 85, 111, 129]*

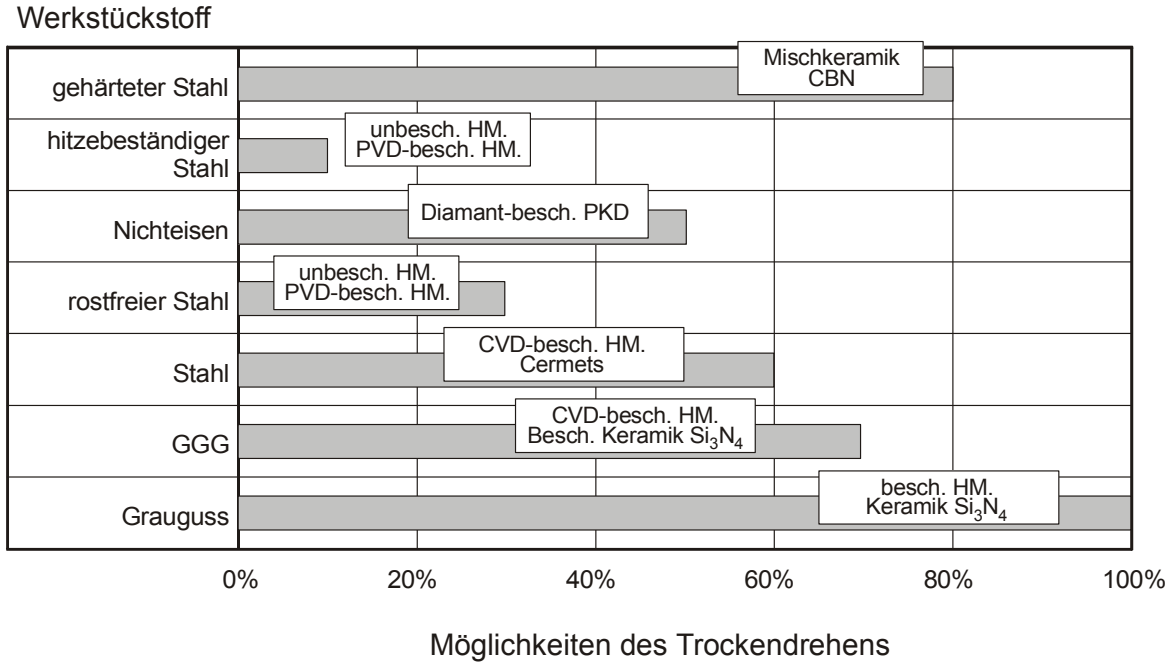


***Bild 2-7**: Möglichkeiten zum Wechsel auf Trockendrehen mit modernen Schneidstoffen [40]*

Für die weitere Etablierung der neuen Bearbeitungstechnologien, die mit hoher Schnittgeschwindigkeit und hoher Bearbeitungsleistung verbunden sind, ist eine angepasste Wirkkette Gestell - Antrieb - Spindel - Werkzeugaufnahme - Werkzeug - Schneidstoff - Werkstück - Werkstückaufnahme - Einstellgrößen erforderlich [14, 25, 29, 38, 39, 40, 42, 69, 71, 73, 88, 116, 117, 129]. Bei der Trockenbearbeitung müssen neue Maschinenkomponenten zur Temperaturkompensation und zum Spänetransport entwickelt werden [25]. Beim Hartfeindrehen muss die Drehmaschine für Präzisionsbearbeitung geeignet sein [117]. In den letzten Jahren sind bereits zahlreiche Maschinenkonzepte insbesondere für HSC-Fräs- und -Schleif- sowie -Drehfräsbearbeitung in der Serienfertigung eingesetzt worden [7, 18, 129].

Zum Erreichen der erforderlichen Spindeldrehzahlen bis 80.000 min^{-1} sind indirekte Antriebe nicht geeignet [116, 129]. Die Entwicklung von Hochfrequenz-Motorspindeln macht es möglich, ein breites Drehzahlspektrum zu realisieren. Für die Gesamtfunktion der Motorspindel ist die Lagerung wie Wälz-, Luft- oder Magnetlager von grundlegender Bedeutung. Als neue Entwicklungen sind kombinierte hydrodynamisch/hydrostatisch gelagerte Spindeln verfügbar [61]. Neben den Hauptspindeln als entscheidendes Maschinenelement bei HSC-Maschinen, sind auch die Vorschubachsen mit ihren Kennwerten Geschwindigkeit und Beschleunigung zu beachten. Eine neuere Entwicklung auf dem Antriebssektor ist die Linearantriebstechnik. Bei den Linearantrieben können Vorschubgeschwindigkeiten im Bereich $v_f \geq 75$ m/min und lastabhängige Beschleunigungen von a = 1 g bis 7 g erreicht werden [116, 129]. Als Spannmittel ist die Hohlschaftkegelaufnahme (HSK, DIN 69893 [151]) geeignet.

Obwohl die Vorteile bei der HSC-Fräsbearbeitung, wie Reduzierung der Schnittkräfte, Erhöhung der Oberflächenqualitäten und Kosteneinsparung, prinzipiell auch auf die Drehbearbeitung übertragbar sind, hat sich die HSC-Drehbearbeitung bisher nicht durchsetzen können. Der Grund dafür liegt in den im Vergleich zur Fräsbearbeitung geringeren Hauptzeiten und dem Sicherheitsproblem bei der Beherrschung schnell rotierender Massen [69]. Die Drehbearbeitung mit Schnittgeschwindigkeiten zwischen 500 m/min und 10.000 m/min ist als HSC-Bearbeitung definiert [20, 68, 118].

Bei gleicher Hauptzeit liegen die wesentlichen Vorteile des HSC-Drehens in der Reduzierung der Zerspankräfte und der Erhöhung der Oberflächengüte. Unter diesen Gegebenheiten lassen sich auch verformungsempfindliche Werkstücke wirtschaftlich drehend bearbeiten [87]. Die Drehbearbeitung von Gusseisenwerkstoffen mit hohen Geschwindigkeiten unter Verwendung von Schneidkeramiken gilt heute als Stand der Technik [13, 67]. Beim Feindrehen von Grauguss mit Schnittgeschwindigkeiten bis 4.400 m/min konnten bei Verwendung von CBN als Schneidstoff ausreichende Standwege erzielt werden, so dass die Fertigungskosten gegenüber der konventionellen Bearbeitung um 12 % verringert wurden [38].

Die Leistungsfähigkeit der modernen Schneidstoffe wird bei der Drehbearbeitung in vielen Anwendungsfällen nicht voll ausgeschöpft. Werkzeugmaschine, Spannmittel und Werkstückgeometrie erweisen sich oft als limitierende Faktoren [13].

2.2 Drehmaschinen für die neuen Bearbeitungstechnologien

Durch hohe Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeiten sowie hohe Bearbeitungsleistungen führen die neuen Bearbeitungstechnologien wie Trocken-, Hart- und HSC-Berarbeitung zu hohen Anforderungen an die Wergzeugmaschinen. Im Bereich der Drehbearbeitung ist das Feindrehen mit höheren Schnittgeschwindigkeiten neuer Entwicklungstrend [69]. Durch die Präzisionsdrehbearbeitung kann die in dem traditionellen Fertigungsablauf eines rotationssymmetrischen Präzisionswerkstücks zur Anwendung kommende, zeitaufwendige und umweltproblematische Schleifbearbeitung substituiert und damit die Fertigungskosten erheblich reduziert werden [40, 131]. Mit den bislang überwiegend zum Einsatz kommenden konventionellen Drehmaschinen können Bauteilqualitäten im Bereich IT6 - IT7 erreicht werden [117]. Eine weitere Steigerung der Bauteilqualität ist inzwischen durch die Entwicklung speziell zum Hartdrehen geeigneter Hoch-Präzisionsdrehmaschinen möglich. Zur Realisierung der wirtschaftlichen Präzisionsbearbeitung und Ausschöpfung des Potentials von neuen Schneidstoffen sind Drehmaschinen mit höheren Drehzahlen und Antriebsleistungen erforderlich. Nach dem derzeitigen Stand der Technik sind Drehmaschinen mit einer maximalen Drehzahl von 10.000 min^{-1} verfügbar [38, 68].

Drehmaschinen für die neuen Bearbeitungstechnologien müssen die folgenden Anforderungen erfüllen [29, 32, 38, 73, 117, 131]:

- Antrieb mit hoher Maximal-Drehfrequenz, gutem Beschleunigungsvermögen, großem Regelbereich sowie hoher Antriebleistung,
- Maschinengestell und Spindellagerung mit hoher Steifigkeit und gutem Dämpfungsvermögen,
- hohe Positioniergenauigkeit der Werkzeugschlitten sowie hohe Rund- und Planlaufgenauigkeit der Spindel,
- Werkstückspannsystem mit geringem Spannkraftverlust,
- ausreichende Schutzeinrichtungen aufgrund des stark erhöhten Gefahrenpotentials,
- günstiger Spänefall,
- geringe Unwuchten,
- schnelle Steuerungen,
- geringe Verlustleistung und
- hohe Thermostabilität.

Komponente der Drehmaschine	Lösungsprinzipien
Spindelantrieb	Motorspindel
Spindellagerung	Präzisionswälzlager aus Stahl oder Keramik; Hydrostatiklager; Aerostatiklager; Magnetlager
Vorschubantrieb	Kugelrollspindelantrieb; Linearantrieb; Anwendung der Leichtbauwerkstoffen
Führungen, plan & längs	Gleitführung; Linearwälzführung; Hydrostatikführung
Maschinenbett	Grauguss, Kugelgraphitguss oder Mineralguss gefüllt mit Kernsand oder Beton oder durchflutetem Wasser; Meehannieteguss / Silikatbeton; Polymerbeton; Naturgranit
Späneabfuhr	Schrägbettanordnung; vertikale Spindelanordnung; Späneförderer
Werkstückspannsystem	Backenfutter mit Fliehkraftausgleich; Backenfutter mit leichten Aufsatzbacken aus CFK; CFK-Bandagenfutter; Membranspannfutter; Spannhülsenfutter; Lamellenspannfutter; Spannzangenfutter; Schrumpffutter
Sicherheitseinrichtung	Fangeinrichtung; Schutzkabine
Steuerungssystem	schnelle Steuerung; Look-ahead Funktion; Kompensation
Kühlungssystem	Spindelkühlung mit Wasser oder Luft; Ölkühler; Kühlsystem (Spindel, Ständer, Revolver)
Auswuchtsystem	Hydraulische Auswuchtsysteme

***Bild 2-8**: Maschinenseitige Lösungsprinzipien für Feindrehen mit hohen Drehzahlen [nach 29, 32, 68, 73, 117, 131]*

Bild 2-8 fasst die entsprechenden maschinenseitigen Lösungsprinzipien zur Erfüllung dieser Anforderungen zusammen. Das Werkstückspannsystem stellt aufgrund der hohen Fliehkraftbelastung ein wesentliches drehzahlbegrenzendes Maschinenelement an der HSC-Drehmaschine dar. Bei allen Spannmitteln mit Außenspannung werden die Spannelemente durch die wirkenden Fliehkräfte in Öffnungsrichtung belastet. Entsprechend vermindern sich die verbleibenden Haltekräfte. Unter Berücksichtigung, dass die Fliehkräfte mit dem Quadrat der Drehzahl ansteigen, ist bei Anwendung von Spannmitteln im Bereich hoher Drehzahlen von einer erheblichen Zunahme der Spannzeugbelastung bei entsprechender Abnahme des Spannvermögens auszugehen [68, 118]. Aufgrund der hohen Rotationsenergie ist das Gefahrenpotential des Werkstücksystems bei HSC-Drehen höher als bei einer konventionellen Drehbearbeitung [68]. Eine sichere Spannung bedeutet in diesem Zusammenhang, dass ein ungewolltes Lösen der Verbindung zwischen Spannfutter und Werkstück,

eine Überbeanspruchung von Bauelementen der Spanneinrichtung oder des zu spannenden Gegenstandes und eine Überschreitung der zulässigen Verformung der beteiligten Partner der Spannpaarung bei den vorgegeben Einsatzbedingungen verhindert werden [38]. Um die Prozesssicherheit zu gewährleisten und gleichzeitig die Wirtschaftlichkeit zu erhöhen, ist es erforderlich, die Wirkungsweise des Werkstückspannsystems bei der Drehbearbeitung besonders mit hohen Drehzahlen intensiv zu untersuchen.

2.3 Werkstückspannsysteme für die Drehbearbeitung

2.3.1 Allgemeines

Das Werkstückspannsystem ist ein Untersystem des Funktionssystems Werkstücksystem, das mit dem Werkzeugsystem, dem kinematischen System, dem Energiesystem und dem Informationssystem in einem Wirkzusammenhang steht [38, 86], **Bild 2-9**. In der Praxis werden Werkstückspannsysteme auch als Spannzeuge oder Spannmittel bezeichnet.

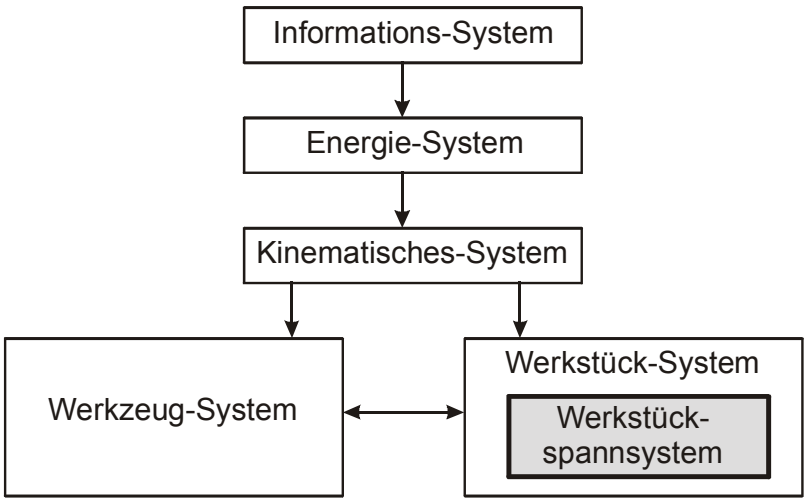


***Bild 2-9**: Einordnung des Werkstückspannsystems in den Wirkungszusammenhang der Funktionssysteme einer Werkzeugmaschine [nach 86]*

Das Werkstückspannsystem erfüllt drei grundlegende Teilaufgaben [35, 56]:

- genaue Lagebestimmung des Werkstücks zu einer vorgeschriebenen Bearbeitungsachse (radiale Zentrierung und axiale Bestimmung),
- Abstützen des Werkstücks gegen die Komponenten der Zerspankräfte und Momente, und
- Mitnehmen des Werkstücks in der Drehrichtung gegen die Zerspankräfte.

Aus diesen Aufgaben und zur Gewährleistung der Sicherheit, Genauigkeit und Wirtschaftlichkeit der Drehbearbeitung sind die folgenden Anforderungen an das Spannsystem zu erfüllen [38]:

- präzise und reproduzierbare Orientierung und Positionierung des Werkstücks, das heißt hohe Rundlauf-, Planlauf- und Widerholgenauigkeit,
- hohe erzielbare Spannkräfte, die über dem Drehzahlbereich möglichst konstant sind,
- hohe Betriebssicherheit für eine zuverlässige Kraft- und Biegemomentaufnahme sowie eine sichere Drehmomentübertragung,
- gutes dynamisches Verhalten durch geringe Masse, geringes rotatorisches Trägheitsmoment, geringe Unwucht sowie eine kompakte Bauform,
- gute Anpassung an unterschiedliche Werkstückgeometrien und Spanndurchmesser mit der Möglichkeit zur Außen- und Innenspannung sowie zur Stangenbearbeitung,
- hohe Betriebssicherheit, das heißt geringes Gefährdungspotential,
- hoher Wirkungsgrad,
- kurze Spann- und Entspannzeit, sowie
- geringe Anschaffungskosten.

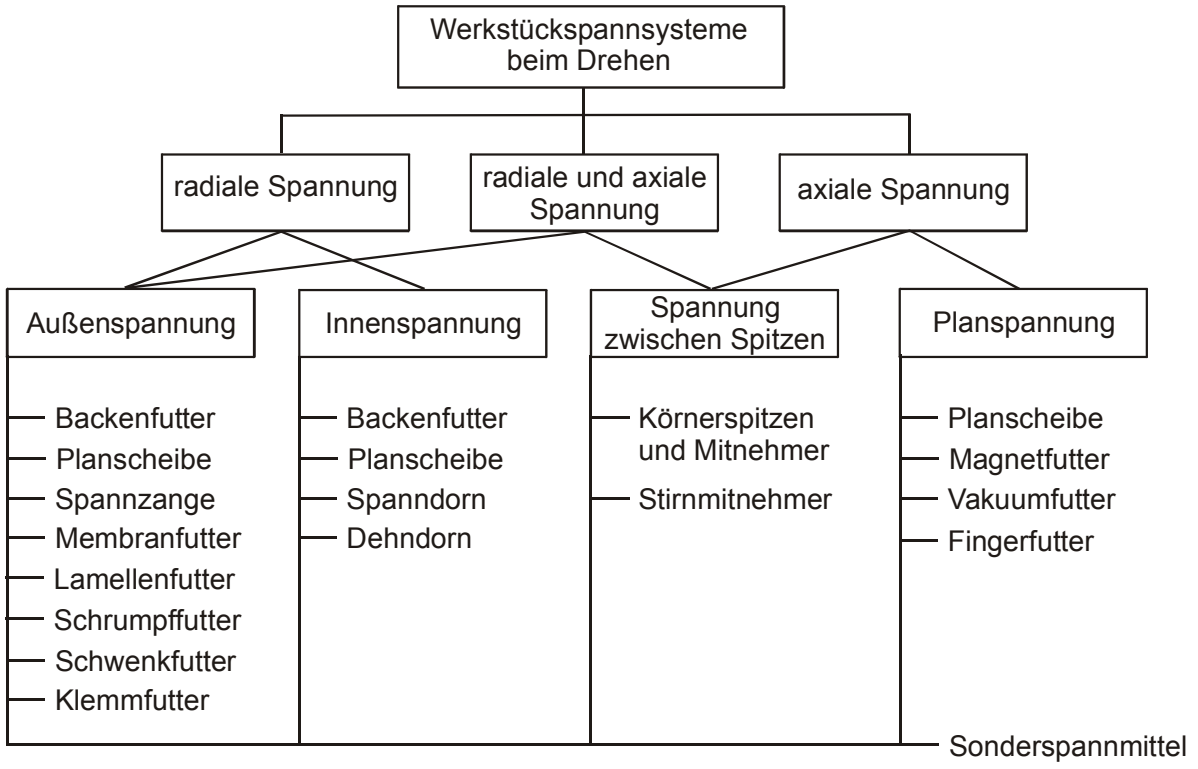


***Bild 2-10**: Einteilung der Werkstückspannsysteme beim Drehen [nach 68, 89, 126, 136]*

Nach der Spannsituation lassen sich die Werkstückspannsysteme beim Drehen nach der Wirkungsrichtung der Spannkraft wie radiale, axiale sowie radiale und axiale Spannung einteilen, **Bild 2-10**. Aufgrund der hohen Flexibilität hinsichtlich eines großen Spanndurchmesserbereichs und der Möglichkeit, ohne wesentliche bauliche Veränderungen sowohl eine Innen- als auch Außenspannung des Werkstücks zu realisieren, werden Backenfutter am häufigsten angewendet [123].

2.3.2 Backenspannfutter

Die Unterteilung von Backenfuttern erfolgt nach Art der Betätigung in hand- und kraftbetätigte Spannfutter, **Bild 2-11**. Bei einem handbetätigten Spannfutter wird die Muskelkraft des Bedieners durch einen Spannfutterschlüssel als Betätigungskraft zur Spannung und Entspannung des Werkstücks genutzt. Bei kraftbetätigten Spannfuttern wird die Betätigungskraft durch einen Drucköl- oder Druckluftzylinder oder einen Elektrospanner aufgebracht. Verschiedene Prinzipien zur Kraft- und Bewegungsübertragung in den Backenfuttern sind in Bild 2-11 zusammengefasst. Die Geometrien und die grundlegenden Eigenschaften von Spannfuttern sind in den Normen DIN 6350 [144,145], DIN 6351 [146,147], DIN 6353 [148], ISO 3089 [152], ISO 3442 [153] und ISO 9401 [154] festgelegt. Die technischen Lieferbedingungen von Drehfuttern sind in DIN 6386 [149,150] definiert.

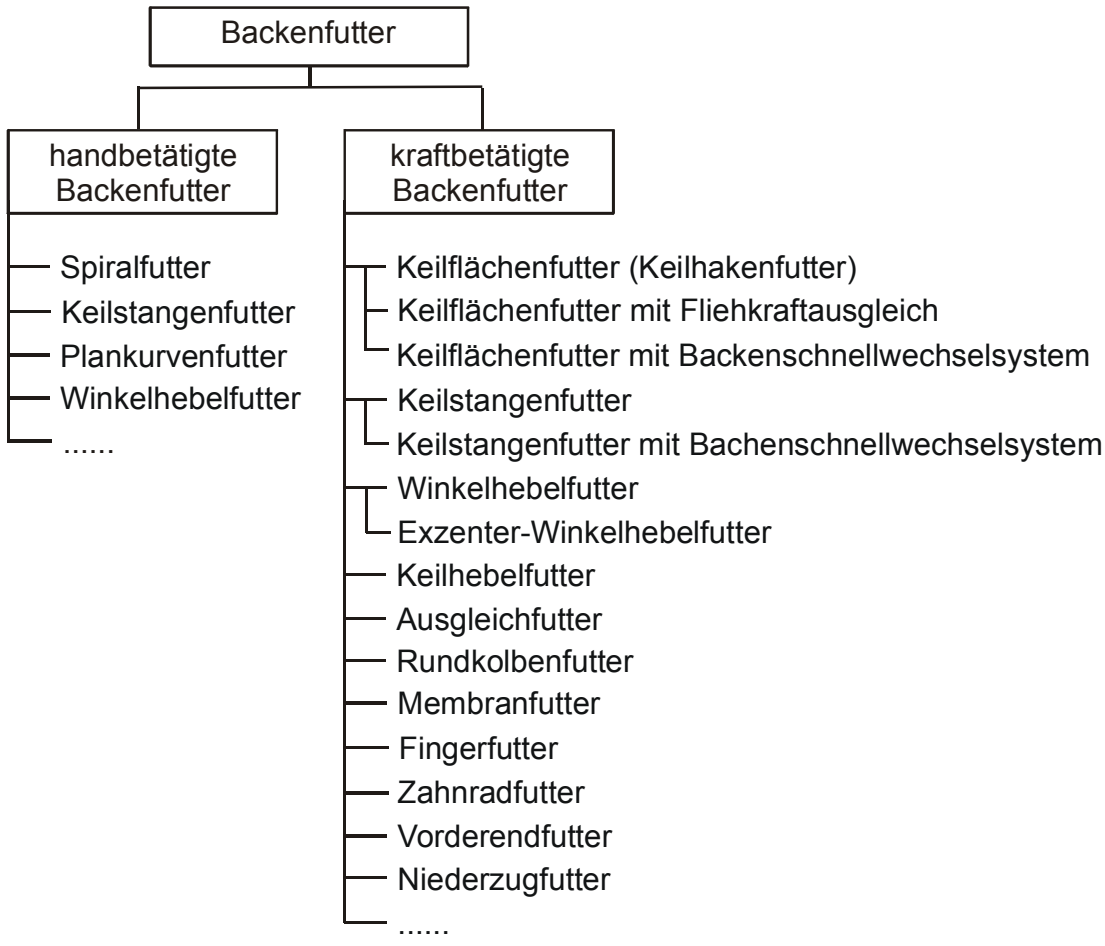


***Bild 2-11**: Unterteilung der Backenspannfutter [nach 56, 89, 126]*

Handbetätigte Backenfutter

Die Bauarten Spiralfutter und Keilstangenfutter haben einen großen Marktanteil aller selbstzentrierenden handbetätigten Spannfutter [89]. Beim Spiralfutter, **Bild 2-12**, erfolgt die Einleitung des Spannmomentes mittels Spannfutterschlüssel über ein Kegelradgetriebe unmittelbar auf die Rückseite einer Kreisringscheibe, die mit ihrer Bohrung der Nabe des Futterkörpers gelagert ist. Die Vorderseite der Scheibe ist als archimedische Spirale ausgebildet. Durch Drehung der Spiralscheibe werden die bogenförmig verzahnten Grundbacken radial bewegt. Dieses Spanngetriebe lässt einen großen Backhub zu, so dass ein großer Durchmesserbereich leicht überdeckt werden kann. Das verringert andererseits die Spanngenauigkeit, da der Krümmungshalbmesser der Spirale nach außen stetig zunimmt und die Backenzähne immer in einer anderen Linie berührt werden [126]. Diese Linienberührung bedingt eine hohe Beanspruchung und damit starken Verschleiß. Die Herstellkosten sind gering. Es ist möglich, über eine Spindel die Umkehrgrundbacken einzeln zu verstellen, um die Spanngenauigkeit zu erhöhen.

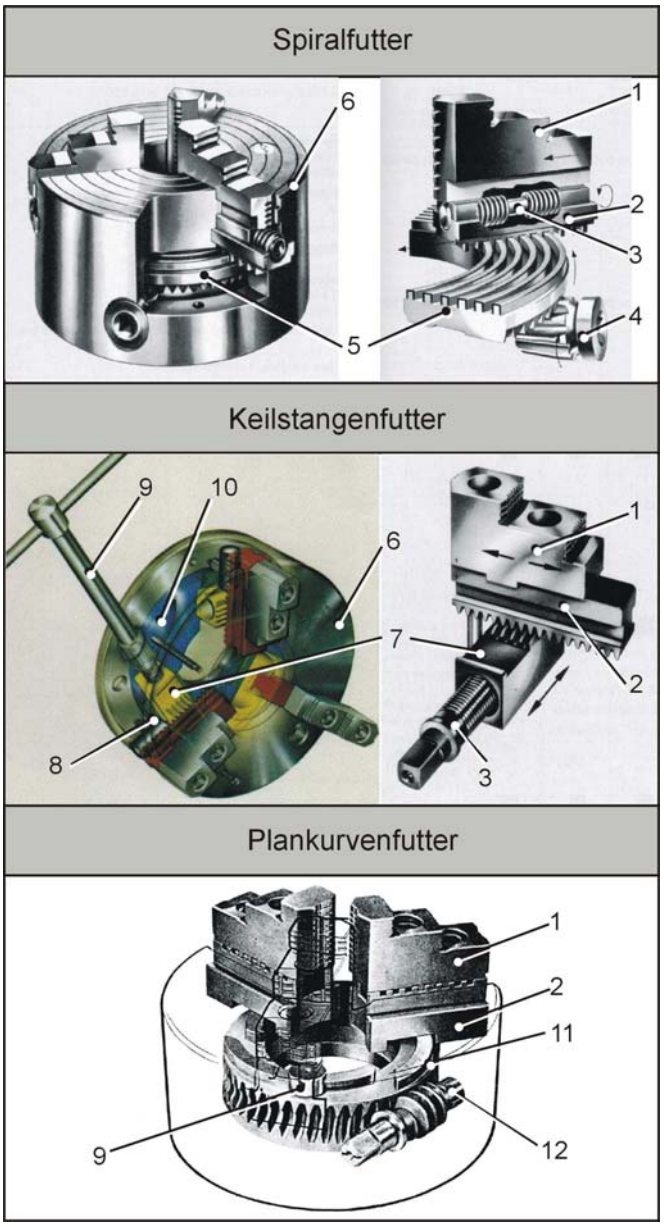


***Bild 2-12**: Bauarten der handbetätigten Spannfutter [54, 171, 179]*
(1: Aufsatzbacke, 2: Grundbacke, 3: Gewindespindel, 4: Kegelrad 5: Spiralscheibe, 6: Futterkörper, 7: Keilstange, 8: Gleitstein 9: Spannfutterschlüssel, 10: Treibring, 11: Ring mit Plankurven, 12: Schnecke)

Beim Keilstangenfutter, Bild 2-12, wird die Kraft durch die tangential angeordnete Gewindespindel, die im Gehäuse gelagert wird, über eine mit Innengewinde versehene Keilstange übertragen. Die Keilstange bewegt über einen Gleitstein den Treibring. Zwei weitere Gleitsteine im Treibring leiten die Kräfte auf die anderen beiden Keilstangen weiter. Die mit schräg verlaufenden Profil versehenen Keilstangen greifen in die Grundbacke ein und garantieren dadurch eine genaue, zentrische Spannung. Die aus Grund- und

Aufsatzbacken bestehenden Backeneinheiten können schnell und mit großer Wiederholgenauigkeit auf einen anderen Spanndurchmesser versetzt oder ausgewechselt werden [89]. Dieses Spannsystem erfüllt die am häufigsten gestellten Aufgaben in hohem Maße [126].

Beim Plankurvenfutter, Bild 2-12, liegt in der Grundbacke ein Gleitstein, der über die Plankurve fasst. Der Ring, der die drei Plankurven trägt, ist am Umfang als Schneckenrad ausgebildet und wird von einer Schnecke gedreht. Durch die geringe Steigung der Plankurve lassen sich große Spannkräfte mit der notwendigen Selbsthemmung bei hoher Spanngenauigkeit erzielen. Nachteilig ist der geringe Spannhub der Grundbacken, der verstell- bzw. versetzbare Aufsatzbacken erforderlich macht [89].

Kraftbetätigte Backenfutter

Gegenüber den handbetätigten Spannfuttern haben die kraftbetätigten Spannfutter folgende Vorteile [38, 56]:

- kürzere Spannzeiten,
- größere Sicherheit durch gleichbleibende Spannkräfte,
- Nachspannmöglichkeit während der Bearbeitung,
- geringere Ausgangsspannkräfte,
- Entlastung des Bedieners von körperlicher Arbeit,
- einfacherer und robusterer Aufbau, und
- Automatisierungsmöglichkeit zur des Spannprozesses.

Aufgrund dieser Vorteile werden in der flexibel automatisierten Produktion für eine wirtschaftliche Werkstückspannung bei hohen Drehzahlen ausschließlich kraftbetätigte Spannfutter verwendet. Durch die technologischen Fortschritte steigen die Anforderungen an die kraftbetätigte Spannfutter, wie höhere Drehzahlen, höhere Spannkräfte, größere Flexibilität, längere Lebensdauer, reduzierte Rüstzeiten und höhere Spanngenauigkeit.

Um die Betätigungskraft während der gesamten Spanndauer zu erzeugen, sind umlaufende Betätigungselemente wie Druckluft-, Druckölzylinder oder Elektrospanner für Kraftspannsysteme notwendig. In einem hydraulischen Kraftspannsystem, **Bild 2-13**, wird vom Druck des Hydrauliköls über die Kolbenfläche des Spannzylinders eine Druck- bzw. Zugkraft erzeugen. Die Zug-/Druckstange überträgt die Kraft vom Zylinder zum Spannfutter, wobei in einem Spannmechanismus die Spannkraft radial auf die Spannbacken übertragen wird. Die Näherungsschalter sind zur Kontrolle des Kolbenhubs und Vermeidung des Anschlags des Kolbens im Spannzylinder eingesetzt. Um Stangenteile bearbeiten zu können, werden umlaufende Druckölzy-

linder mit durchgehender Bohrung angewandet [35, 56]. Beim Vorderendfutter ist der Zylinder mit Ringkolben in den Futterkörper eingebaut. Damit bleibt die gesamte Spindelbohrung für das Werkstück frei.

Die Kraft des Betätigungselementes muss während der gesamten Spanndauer erhalten beleiben. Der Vorteil dieser dauernden Kraftwirkung liegt im sofortigen selbsttätigen Nachspannen der Spannbacken bei der geringsten Lageveränderung des Werkstücks [56].

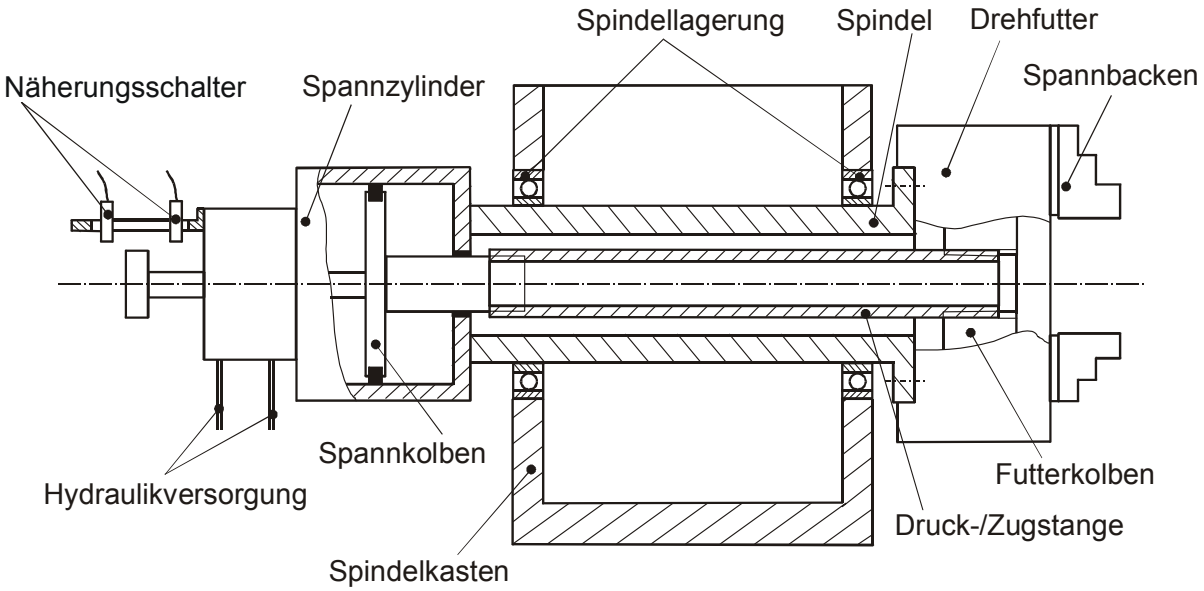


***Bild 2-13**: Grundaufbau eines hydraulischen Kraftspannsystems [nach 38, 49, 160]*

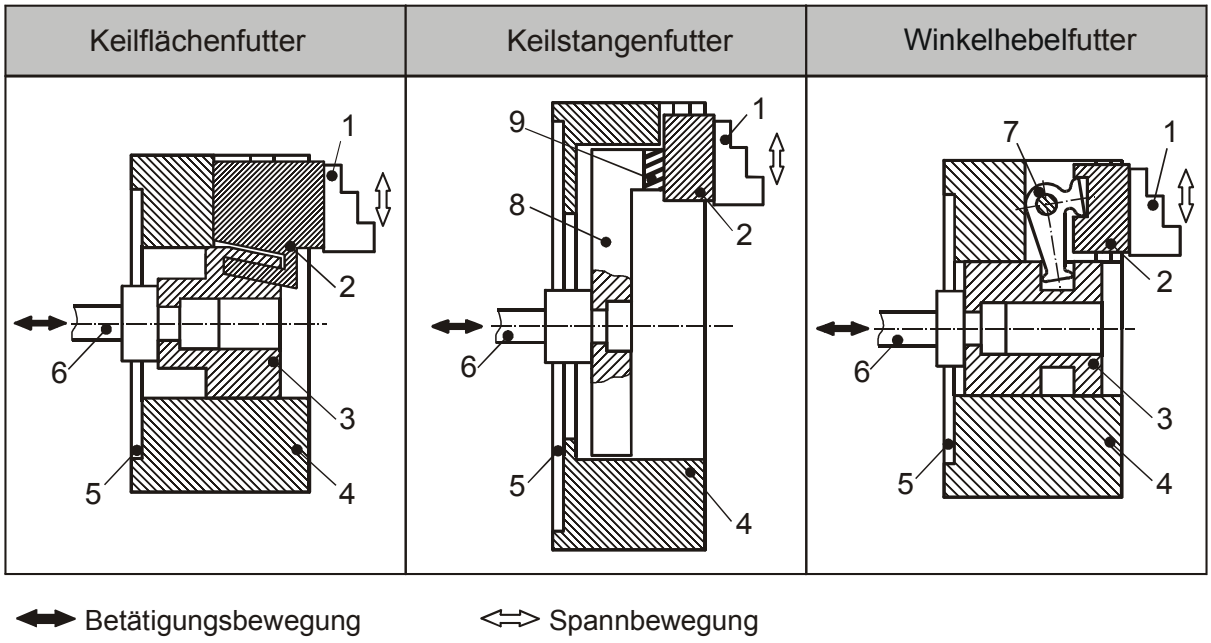
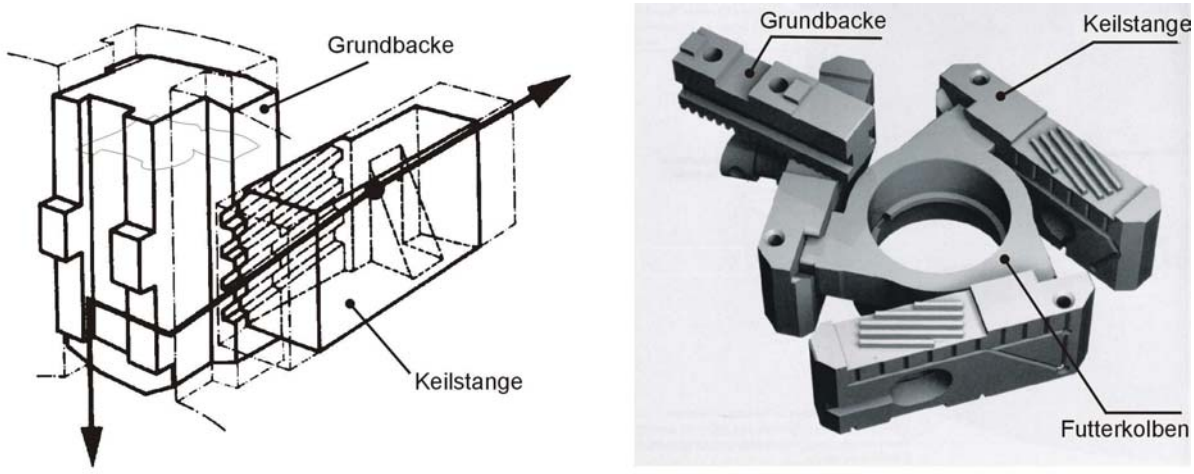


***Bild 2-14**: Bauarten der Kraftbackenfutter [56, 158, 179]*
(1: Aufsatzbacke, 2: Grundbacke, 3: Futterkolben, 4: Futterkörper, 5: Spindelanschluss, 6: Druck-/Zugstange, 7: Winkelhebel, 8: Keilstange, 9: Verzahnung der Keilstange)

Kraftbetätigte Backenfutter, die das Werkstück über mehrere Backen radial spannen, werden nach ihrem Getriebesystem in Keilflächen-, Keilstangen- und Winkelhebelfutter unterteilt, **Bild 2-14**. Beim Keilflächenfutter (auch Keilhakenfutter genannt) wird die axial am Futterkolben eingeleitete Betätigungskraft über schräg liegende Keilflächen auf die Spannbacken übertragen. Die Vorteile in der Kraftübertragung durch Flächen ergeben eine hohe Spannkraft in Verbindung mit höherer Spanngenauigkeit und Lebensdauer [56].

Das beim Handspannfutter erwähnte Keilstangensystem kann auch beim Kraftspannfutter nach dem gleichen Prinzip arbeiten. **Bild 2-15** zeigt zwei verschiedene Keilstangensysteme von Kraftspannfuttern. Bei dem ersten Keilstangensystem wird die axiale Bewegung des Futterkolbens in eine radiale Spannbewegung der Backen durch seitlich der Backen angeordnete Keilstangen mit schrägliegender Verzahnung umgesetzt [173]. Bei dem zweiten Keilstangensystem werden die tangential zur Drehachse verlaufenden Keilstangen über einen axial betätigten Kolben mit nach außen gerichteten Haken betätigt. Die Keilstangen bewegen über ihre Schrägverzahnung die Grund- und Aufsatzbacken radial nach innen oder außen [182]. Keilstangenfutter sind für den Einsatz im höchsten Drehzahlbereich besten geeignet, da die Kraftübertragungselemente in Futterkörper geführt und sehr steif sind. Desweiteren sind die Massen der Grund- und Aufsatzbacken systembedingt sehr gering [182].



axiale Anordnung der Keilstangen *tangentiale Anordnung der Keilstangen*

***Bild 2-15**: Getriebesysteme von kraftbetätigten Keilstangenfuttern [159, 173]*

Beim Winkelhebelfutter wird die axiale Betätigungskraft über Winkelhebel in die radiale Spannbewegung der Backen umgesetzt. Bei der Kraftumlenkung mit einfachen Winkelhebeln verfügt ein Spannfutter über keinerlei Selbsthemmung sowie über eine hohe Fliehkraftempfindlichkeit [56]. Die Selbsthemmung eines Spannfutters ist notwendig für die Vermeidung der Entspannung des Werkstücks bei einem Verlust der axialen Betätigungskraft. Durch eine außermittige Lage des Hebeldrehpunktes zur Hebelabstützung lässt sich die Selbsthemmung im Winkelhebelfutter erreichen. Bei Keilflächen- und Keilstangenfutter kann durch Bestimmung der Winkel eine Selbsthemmung erreicht werden.

Bei den Keilflächen- und Winkelhebelfuttern kann durch die Anwendung der Fliehkraftkompensation die zulässige Drehzahl erhöht werden. Beispielsweise wird in einem Keilflächenfutter, **Bild 2-16**, die Kompensationskraft durch das Umlenken der Fliehkraft des Ausgleichsgewichtes über einen Hebel gegen die Grundbacken erreicht [106, 133]. Prinzipbedingt ist dieser Fliehkraftausgleich nur für eine bestimmte Backenmasse und -position optimal. Die Backenfutter mit Fliehkraftausgleich sind größer, schwerer und weisen daher geringere Beschleunigungen auf. Sie eignen besonders für die Einspannung von kleineren Werkstücken, die nur durch geringere Spannkräfte belastet werden dürfen und bei hohen Drehzahlen und geringen Schnittkräften bearbeitet werden sollen [38, 118].

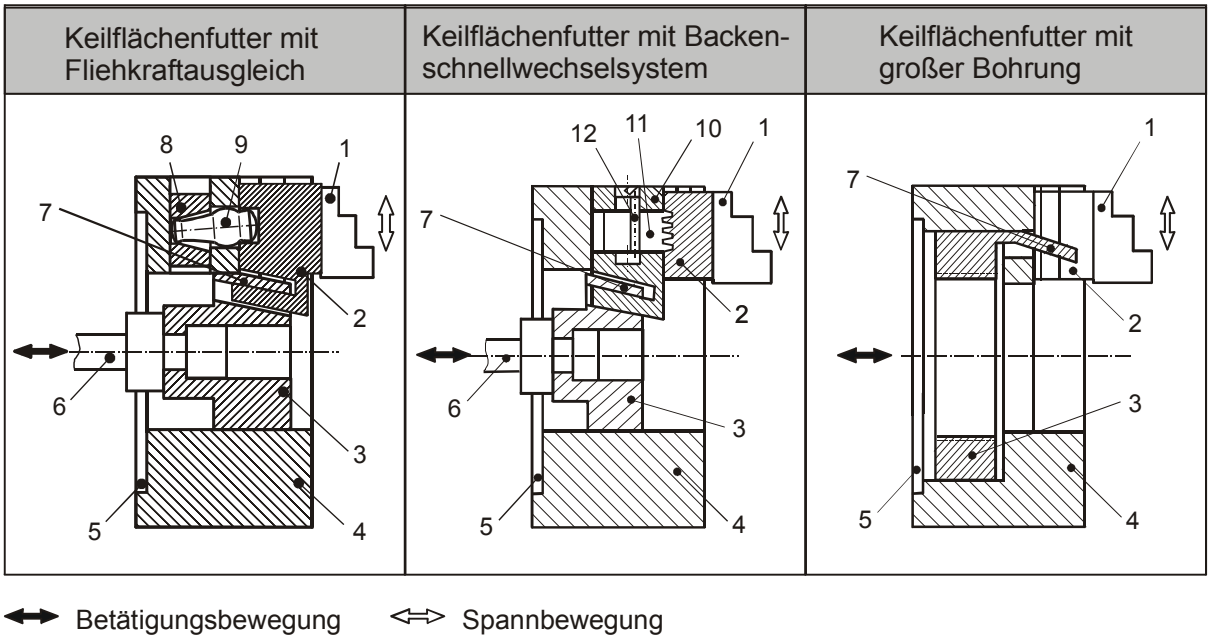


***Bild 2-16**: Varianten der Keilflächenfutter [174, 175, 179]*
(1: Aufsatzbacke, 2: Grundbacke, 3: Futterkolben, 4: Futterkörper, 5: Spindelanschluss, 6: Druck-/Zugstange, 7: Keilfläche, 8: Ausgleichsmasse, 9: Hebel, 10: Antriebbacke, 11: Verzahnungsteil, 12: Exzenterbohrung)

Prinzipbedingt ist der Spannhub der meisten kraftbetätigten Backenfutter in Abhängigkeit von der Futtergröße auf wenige Millimeter beschränkt. Um das Spannmittel an die unterschiedlichen Werkstückdurchmesser und -oberflächen anzupassen, kann die jeweilige Spannbacke auf den gewünschten Spanndurchmesser versetzt, umgedreht oder gegen einen anderen Backensatz ausgetauscht werden. Zur Reduzierung der Rüstzeiten werden Backenfutter mit Backenschnellwechselsystem, insbesondere bei niedrigeren Fertigungsgrößen, eingesetzt. Beim Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem, Bild 2-16, greifen die Keilflächen des Futterkolbens in die Antriebsbacken, welche durch die Verzahnung die Grundbacken radial bewegen. Durch einen Exzenterschlüssel lässt sich die Verbindung zwischen der Grundbacke und dem Verzahnungsteil der Antriebsbacke schnell lösen, so dass die Spannbacke schnell radial verschoben oder ausgetauscht werden kann [175]. Ein ähnliches Backenschnellwechselsystem wird beim kraftbetätigten Keilstangenfutter ohne zusätzli-

che Antriebsbacke angewendet [158]. Mit diesem Backenschnellwechselsystem wird die Zeit zum Austauschen eines Backensatzes von 10 min auf 1 min im Vergleich zu herkömmlichen Backenwechselsystemen verkürzt [182]. Weiterhin wurde ein automatisches Spannzeug-Wechsel-System von der Fa. Forkardt entwickelt. Hier lassen sich die Zeiten beim Wechsel des kompletten Spannzeugs erheblich verkürzen [168].

Für die Bearbeitung von Stangen verschiedener Durchmesser und Längen ist eine große Spannfutterbohrung erforderlich. Beim Keilflächenfutter mit großer Bohrung, Bild 2-16, greifen die Keilflächen des Futterkolbens symmetrisch in der Mitte der Backe an. Dadurch kann auch bei größeren Bohrungen eine ausreichend lange Backenführung gewährleistet werden.

Außer den standardisierten Spannfuttern stehen auch zahlreiche Sonderspannfutter für besondere Bearbeitungsaufgaben zur Verfügung. Beispielsweise sind Schwenkfutter besonders für die Bearbeitung von Werkstücken mit sich kreuzenden Achsen geeignet [44, 176].

2.3.3 Spannbacken

Die Spannbacken haben die Aufgabe, das Werkstück gegen die aus dem Zerspanungsvorgang resultierenden Kräfte und Momente abzustützen [101]. Um mit einem Backenfutter verschiedenartige Werkstücke spannen zu können, sind die Spannbacken in eine Grundbacke und eine Aufsatzbacke aufgeteilt worden. Eine komplette Backeneinheit besteht somit aus einer Grundbacke und einer aufgeschraubten Aufsatzbacke. Bei einigen Spannfuttern werden auch ungeteilte Spannbacken mit höherer Steifigkeit aber geringerer Flexibilität angewendet.

Die Grundbacke ist der radial im Futterkörper geführte Teil der Spannbacke, der mit dem Getriebesystem verbunden ist. Durch das Getriebesystem wird die axiale Bewegung des Futterkobens in eine radiale Bewegung der Grundbacke umgesetzt. Grundbacken werden zusammen mit dem Spannfutter ausgeliefert.

Die Grundbacke ist mit einer Zentrieraufnahme zur Befestigung einer Aufsatzbacke versehen. Bestimmend für die Auslegung einer Backenbefestigung sind: die Überdeckung der Zahnteilung durch den Backenhub, schnelle Auswechselmöglichkeit, Aufnahmegenauigkeit und naturgemäß eine ausreichende kraftschlüssige, steife Verbindung zwischen Grund- und Aufsatzbacke [56]. Neben den am häufigsten vorkommenden Befestigungsarten Kreuzversatz und Spitzverzahnung existieren weitere Varianten für die Verbindung, **Bild 2-17**. Der Kreuzversatz, bei dem für jede Koordinate im Raum jeweils nur eine Anlagefläche bestimmt ist, hat eine höhere Reproduzierbarkeit und damit eine höhere Genauigkeit als beispielsweise die Spitzverzahnung [108]. Diese sehr genaue Befestigungsart ermöglicht allerdings kein Versetzen der Aufsatzbacke auf der Grundbacke, wodurch der Anwendungsbereich eingeschränkt wird. Daher werden die Grundbacken mit Kreuzversatz meist bei Spannfuttern wie z.B. Keilstangenfuttern, bei denen die Grundbacken leicht versetzbar sind, angewendet [56]. Bei der Spitzverzahnung ist es möglich, zum Einstellen verschie-

dener Durchmesser die Aufsatzbacken auf den Grundbacken zu versetzen. Bei der Spitzverzahnung führt ein Teilungsfehler auch zu einem Planlauffehler. Dadurch ist eine Austauschbarkeit von Backen verschiedener Futter unter Voraussetzung der gleichbleibenden Genauigkeit nicht immer möglich [56,108].

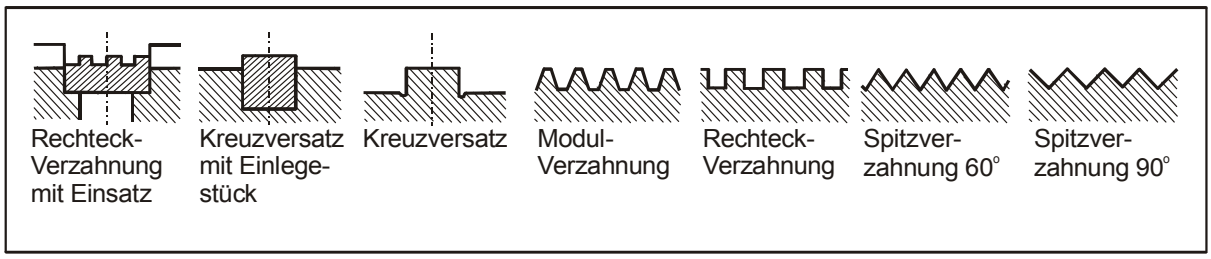


***Bild 2-17**: Befestigungsarten der Aufsatzbacke auf der Grundbacke [56]*

Bei der Auswahl der Spannbacken spielen neben dem Futtertyp und der Futtergröße auch die Oberfläche, Geometrie und die Verformung der Werkstücke sowie die Operationsgenauigkeit eine wesentliche Rolle [81, 101]. Nach der Art der Spannfläche werden die Aufsatzbacken in weiche Backen, harte Backen und harte Krallenbacken unterteilt, **Bild 2-18**.

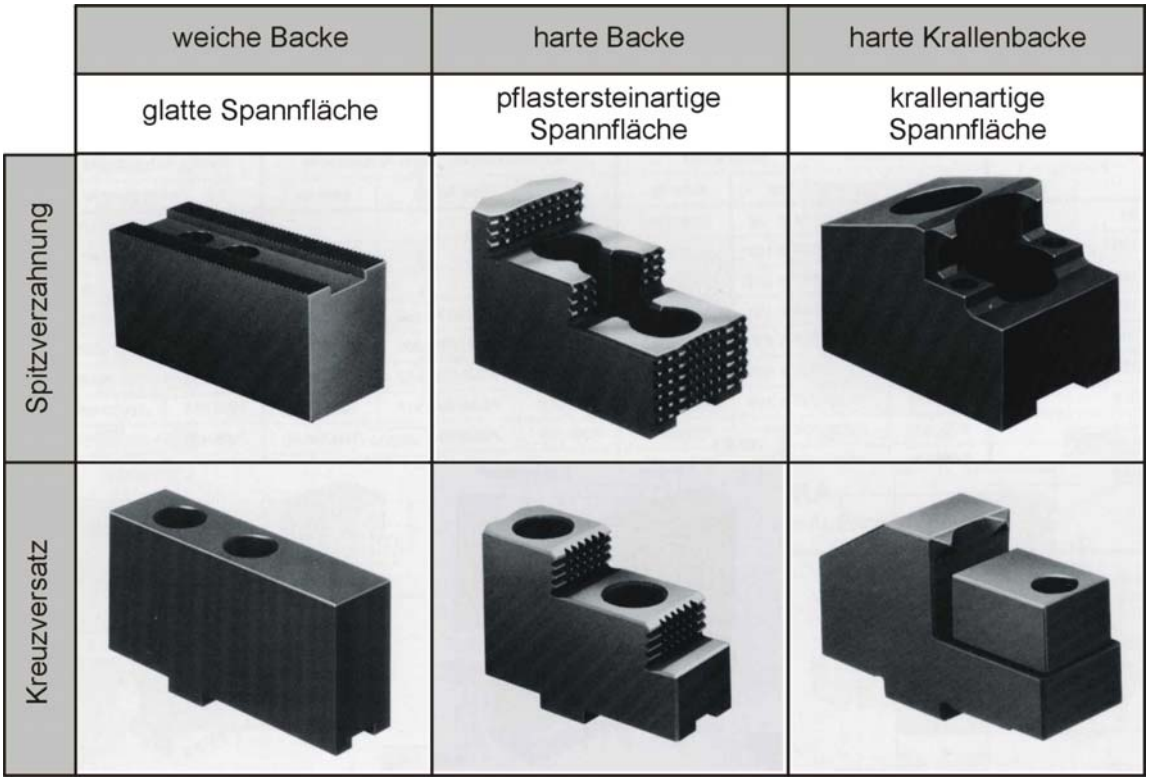


***Bild 2-18**: Standard-Aufsatzbackenarten [178]*

Weiche Backen werden bei der Spannung bereits bearbeiteter Werkstücke verwendet. Zur Erhöhung der Spanngenauigkeit werden die weichen Backen unter Spannkraft ausgedreht oder ausgeschliffen. Es verbleibt als Ungenauigkeit nur der Fehler, der sich aus dem notwendigen Bewegungsspiel des Futtergetriebes ergibt. Die hohe Zentriergenauigkeit wird nicht mehr behalten nach einer Lösung der Aufsatzbacken

auf den Grundbacken. Es wird empfohlen, die Aufsatzbacke und die Grundbacke als eine Backeneinheit mit einem Backenschnellwechselsystem zu verwenden [101]. Das Ausdrehen oder Ausschleifen der Aufsatzbacken bewirkt auch eine nahezu flächenhafte Berührung zwischen Backen und Werkstück und damit eine höhere Einspannsteifigkeit und eine Vermeidung der Beschäftigung des Werkstücks [17, 34].

Harte Backen mit pflastersteinartigen Spannflächen sowie harte Krallenbacken sind geeignet für die Spannung von Werkstücken mit unbearbeiteter Spannfläche. Besonders bei der Spannung mit harten Krallenbacken wird durch das Eindrücken der Krallen in die Werkstückoberfläche der Spannbeiwert erheblich erhöht. Diese Backen finden Anwendung besonders bei der Schruppbearbeitung, bei der große Kräfte und Momente übertragen werden müssen. Die Rohteile, die oftmals geschmiedet oder gegossen sind, verursachen einen hohen Verschleiß der Backen, so dass die Krallen häufig als auswechselbare Einsätze ausgeführt werden [81, 101]. Die harten Backen mit Pflastersteinverzahnung, die durch Ausschleifen unter Spannkraft nach innen oder außen in verschiedene Durchmesser abgestuft werden, decken einen hohen Spanndurchmesserbereich ab [56]. Allerdings wird die Werkstückoberfläche an der Spannstelle mit der Pflastersteinverzahnung beschädigt, so dass sie nicht als universelle Aufsatzbacken verwendet werden können.

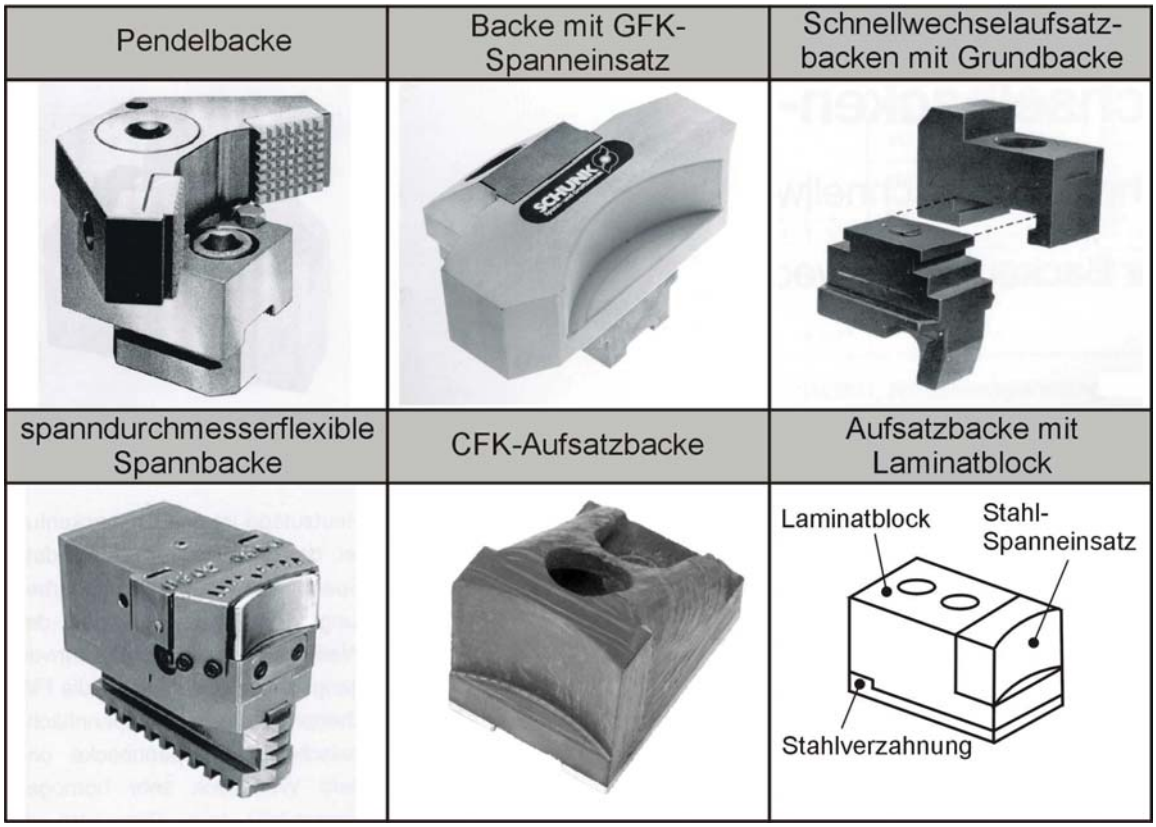


***Bild 2-19**: Sonderspannbacken [2, 38, 62, 81, 159, 177]*

Kann das Werkstück aufgrund seiner unregelmäßigen Geometrie nicht mit Standard-Aufsatzbacken gespannt werden, dann werden spezielle Sonderaufsatzbacken gefertigt. Dünnwandige Werkstücke werden mit sogenannten Pendelbacken, **Bild 2-19,**

gespannt [81]. Hierbei verdoppelt sich die Anzahl der Auflagepunkte auf sechs bei einem Dreibackenfutter, sodass die Deformation des Werkstücks verringert wird. Spezielle Backen mit Spanneinsatz aus Glasfaserverbundwerkstoff, Bild 2-19, ermöglichen einen hohen Reibwert und eine breite Verteilung der Spannkraft [159].

Schnellwechselaufsatzbacken, Bild 2-19, sind für die Anwendung bei kleinen Losgrößen zur Reduzierung der Rüstzeiten entwickelt worden [177]. Eine weitere Sonderspannbacke für Reduzierung der Rüstzeiten ist die sogenannte spanndurchmesserflexible Spannbacke, die sich in einem Spanndurchmesserbereich von 75 bis 150 mm automatisch an die Werkstückoberfläche anpassen kann. Durch Anwendung dieser flexiblen Spannbacken entfällt der zeit- und kostenintensive Backentausch bzw. die Spannflächenanpassung bei Änderung des Spanndurchmessers [2, 38].

Die erreichbaren Drehzahlen von Backenfuttern bei der Drehbearbeitung werden durch die an den Spannbacken wirksamen Fliehkräfte begrenzt. Eine Möglichkeit zur Reduzierung der Backenfliehkräfte besteht in der Senkung der Ausatzbackenmasse durch Optimierung der Aufsatzbackengeometrie oder durch Substitution des Stahlwerkstoffs durch Werkstoffe mit geringen spezifischen Massen, wie Aluminium oder Kohlenstofffaserverstärkten Kunststoff (CFK) [38, 62, 87, 92], Bild 2-19.

2.3.4 Spannsysteme für hohe Drehzahlen

Hohe Spindeldrehzahlen führen zu erhöhten Anforderungen an die Werkstückspannsysteme. Für eine sichere Werkstückspannung ist die am Werkstück wirksame Spannkraft, die zur Aufnahme der im Zerspanprozess auftretenden Prozesskräfte und ihrer Momente notwendig ist, von entscheidender Bedeutung. Bei allen Spannsystemen mit Außenspannung werden die verbleibenden Spannkräfte durch die mit dem Quadrat der Drehzahl ansteigenden Fliehkräfte der Spannbacken vermindert. Neben den Backenfuttern mit Fliehkraftausgleich, Kapitel 2.3.2, und den Backenfuttern mit Aufsatzbacken aus leichten Werkstoffen, Kapitel 2.3.3, gibt es weitere Spannsysteme wie CFK-Bandagenfutter, Spannzangen und Spanndorne, Membranfutter, Lamellenfutter, Schrumpffutter, Planspannsysteme sowie Stirnmitnehmer, die für das Spannen von rotationssymmetrischen Werkstücken bei hohen Drehzahlen geeignet sind.

Spannzangen umfassen das Werkstück am gesamten Umfang mit ihren geschlitzten Buchsen durch Kegelwirkung, **Bild 2-20**. Augrund der gleichmäßigen Verteilung der Spannkraft über dem Umfang und der geometriebedingt geringen Fliehkräfte eignen sich Spannzangen besonders für die Spannung von dünnwandigen Werkstücken bei hohen Drehzahlen. Durch ihren geringen Spannhub ist ihr Spannbereich weitgehend eingeschränkt, so dass mit Spannzangen hauptsächlich in der Massenfertigung gearbeitet wird [56]. Spannzangen werden nach der Betätigungskraft in zug- oder druckbetätigt unterschieden, wobei das Zugprinzip höhere Steifigkeit und Haltekräfte ermöglicht [45]. Ein Spannzangenkonzept für die HSC-Drehbearbeitung stellt die fliehkraftkompensierte Spannzange dar [68, 69], mit der Drehzahlen bis 15,000 min^{-1} erreicht werden.

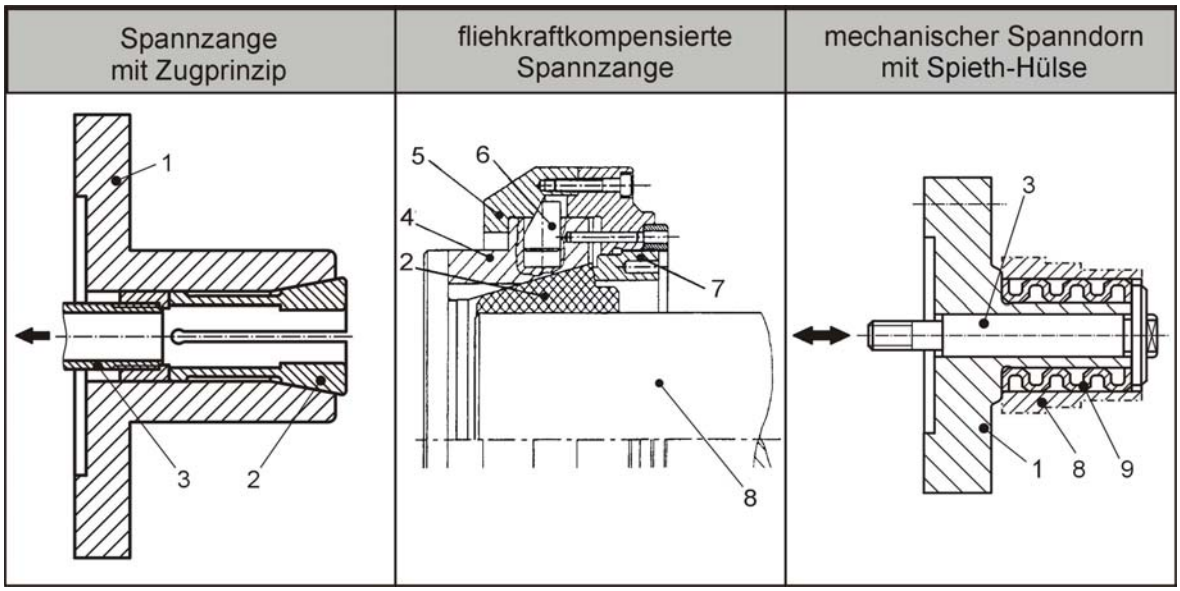


***Bild 2-20**: Spannzange und Spanndorn [69, 98]*
(1: Grundkörper, 2: Zange, 3: Zug- bzw. Druckstange, 4: innerer Futterkörper, 5: äußerer Futterkörper, 6: Fliehkraftausgleichsmasse, 7: Befestigungsmutter, 8: Werkstück, 9: Spieth-Hülse)

Spanndorne bestimmen und zentrieren die Werkstücke über Bohrungen, wobei das Drehmoment durch Mitnehmer übertragen wird [38]. Die Dehnhülse der Spanndorne wird mechanisch oder hydraulisch im elastischen Bereich aufgeweitet, wodurch das Werkstück von Innen am gesamten Umfang der Bohrung gespannt wird. Wie die Spannzangen weisen Spanndorne einen genauen Rundlauf und einen geringen Spannhub auf [56, 98].

Die Membranfutter, Lamellenfutter, Dehnspannfutter und Schrumpffutter, **Bild 2-21**, eignen sich aufgrund ihrer hohen Rundlaufgenauigkeit und ihrer geringen Fliehkräfte für die Präzisionsdrehbearbeitung mit hohen Drehzahlen. Beim sogenannten Membranfutter wird das Werkstück durch greiferähnliche Spannbacken, die auf einer Membrane angebracht sind, gespannt. Zur Entspannung des Werkstücks wird die Membrane mechanisch oder hydraulisch in elastischen Bereich gewölbt, zur Einspannung geht die Membrane in ihren Ausgangszustand zurück [38]. Beim sogenannten Lamellenfutter berühren die Lamellen in Umfangs- und auch in Längsrichtung das Werkstück an mehreren Stellen und zentrieren damit sehr gut [108]. Beim hydraulischen Dehnspannfutter wird im Spannsystem ein gleichmäßig wirkender, hydraulischer Innendruck erzeugt, der das Werkstück über eine Dehnbüchse umfassend spannt [41, 82]. Beim Schrumpffutter erfolgt die Werkstückspannung ausschließlich über die Rückstellkräfte des Materials. Der Futterspanndurchmesser wird durch Einleitung einer hydraulisch wirkenden Kraft oder Erwärmung des Futters zur Einsetzung des Werkstücks ausgedehnt. Nach der Entlastung oder Abkühlung des Futters schrumpft der Spanndurchmesser um das Werkstück und erzeugt eine kraftschlüssige Verbindung [41, 46, 68, 70, 72]. Diese Spannfutter für die Präzisionsdrehbearbeitung bei hohen Drehzahlen haben aufgrund des stark eingeschränkten Spanndurchmesserbereiches eine geringere Flexibilität als Backenfutter.

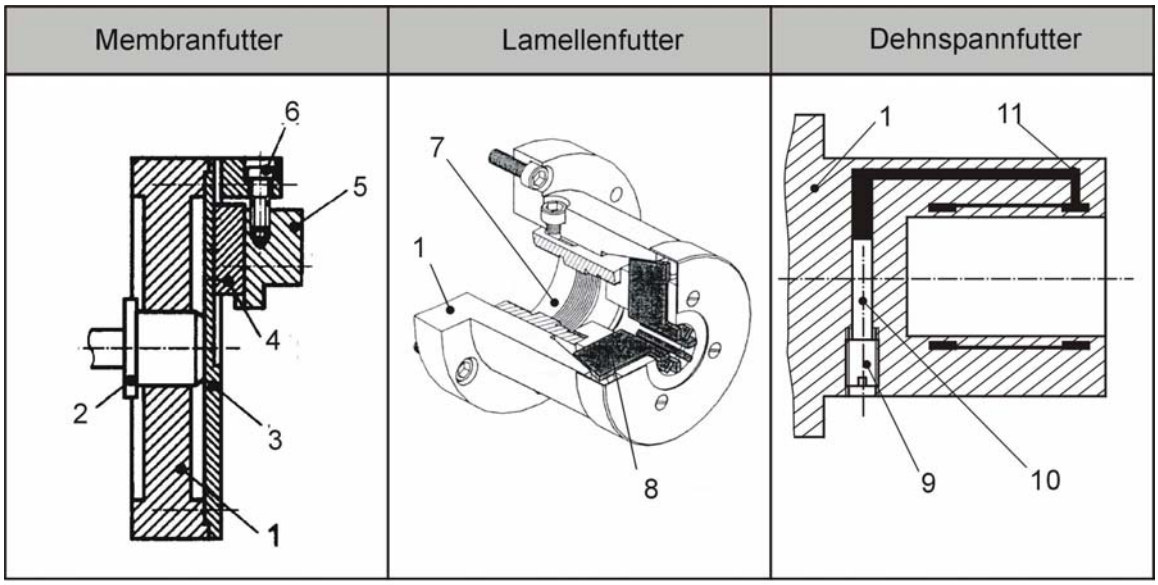


***Bild 2-21**: Spannfutter für Präzisionsdrehbearbeitung mit hohen Drehzahlen [41, 56, 108]*
(1: Futterkörper, 2: Zug- bzw. Druckstange, 3: Membran, 4: Backenführung, 5: Aufsatzbacke, 6: Durchmessereinstellung, 7: Futterkolben, 8: Lamellen, 9: Spannschraube, 10: Kolben, 11: Ölgefüllter Druckraum)

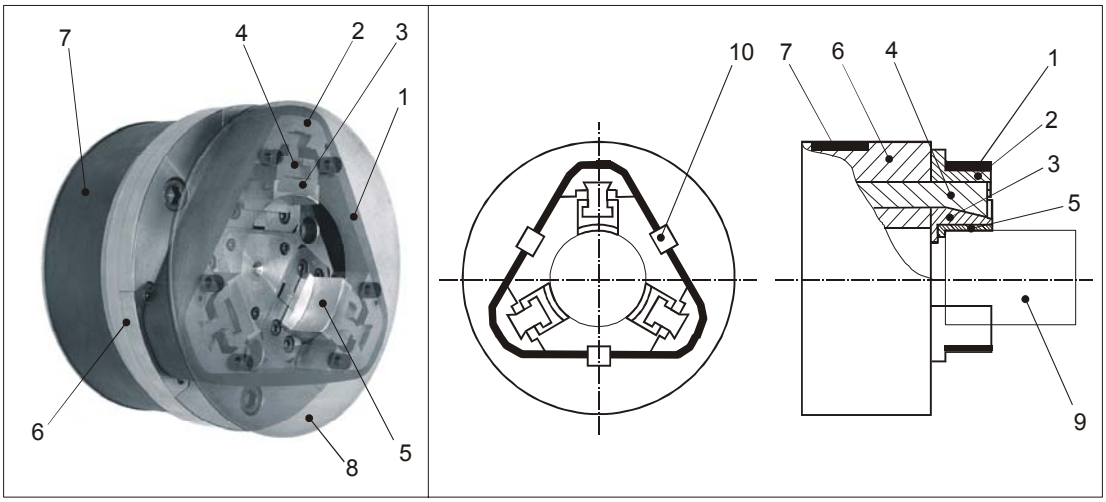


***Bild 2-22**: CFK-Bandagenfutter [38, 94]*
(1: CFK-Bandage, 2: Umlenkklotz, 3: Spannbacke, 4: Keil, 5: Spannaufsatz, 6: Futtergrundkörper, 7: CFK-Ring, 8: Abdeckplatte, 9: Werkstück, 10: Ausgleichsgewicht)

Ein neuartiges Backenfutterkonzept ist das CFK-Bandagenfutter [38, 66, 94], **Bild 2-22**. Wie beim Keilflächenfutter wird die axiale Betätigung durch die Zugstange über eine Keilfläche zwischen Keil und Spannbacke in eine radiale Bewegung der Spannbacken übersetzt. Die Umlenkklötze sind form- und kraftschlüssig mit dem Futtergrundkörper verbunden und werden durch eine geschlossene Dreieckbandage aus unidirektionalem CFK umspannt. Ein Teil der Spann- und Fliehkräfte von Spannbacken wird so direkt über die Bandage aufgenommen. Zur Erhöhung der Grenzdrehzahl des Futters ist der Futterkörper am Umfang zusätzlich durch einen unidirektionalen CFK-Ring verstärkt. Dieses CFK-Bandagenspannfutter weist nur 20 % - 30 %

des Spannkraftverlustes konventioneller Spannfutter auf und ist für Drehzahlen bis zu 15,000 min^{-1} ausgelegt [94]. Eine weitere Optimierung des Spannkraftverlaufs ist durch Ausgleichsgewichte auf der Bandageninnenseite zwischen den Umlenkklötzen zu erreichen. Diese drängen aufgrund der Fliehkräfte radial nach außen, wodurch die Bandagen im Bereich der Umlenkklötze radial nach innen drücken.

Die axialen Spannsysteme, **Bild 2-23**, sind geeignet für Bearbeitung mit hohen Drehzahlen, da die Spannkräfte durch die während der Rotation auftretende Fliehkräfte kaum beeinflusst werden. Beim Magnetfutter oder Vakuumfutter wird das Werkstück magnetisch oder durch ein Vakuum auf der Futteroberfläche gespannt. Beim sogenannten Fingerfutter drücken die Spannfinger das Werkstück axial gegen ein auf den Futterkörper geschraubtes Zentrierstück. Die Magnetfutter, Vakuumfutter und Fingerfutter sind vor allem zur Spannung dünnwandiger und verzugsempfindlicher Werkstücke geeignet [35, 98].

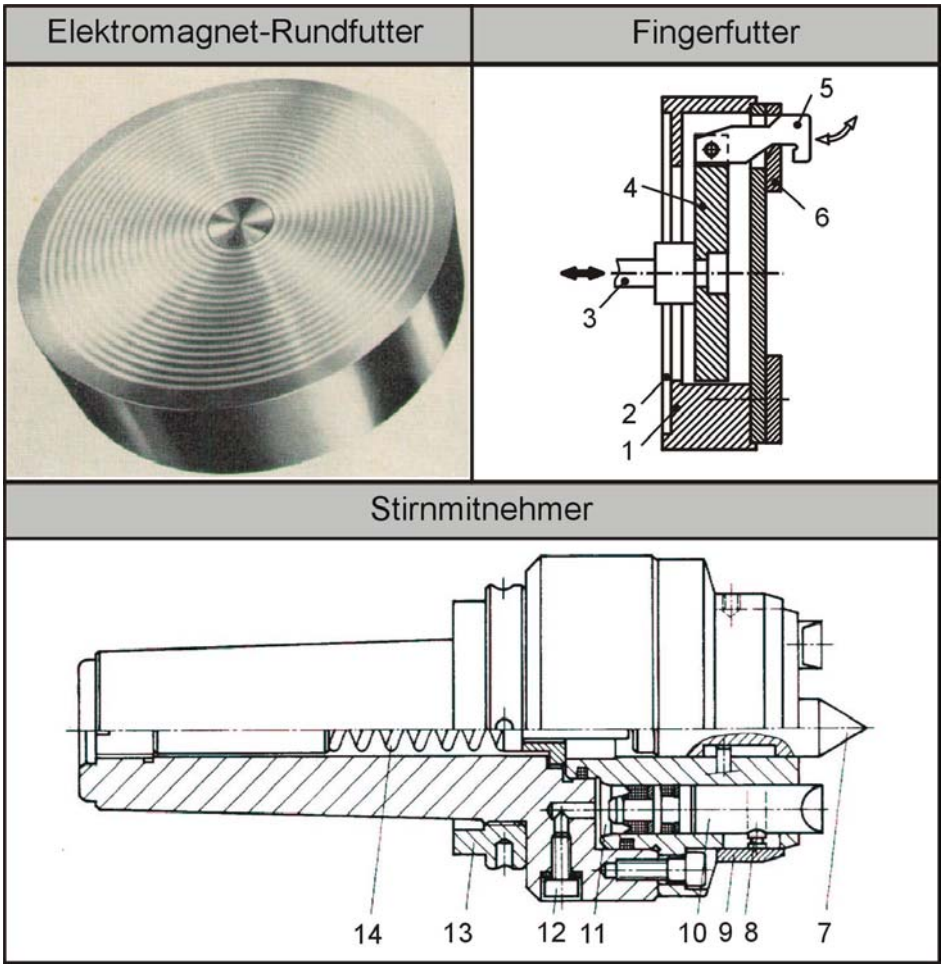


***Bild 2-23**: Axiale Spannsysteme [35, 56, 98]*
(1: Futterkörper, 2: Spindelanschluss, 3: Zug- bzw. Druckstange, 4: Steller 5: Spannfinger, 6: Werkstückanschlag mit Fingerführung, 7: Zentrierspitze, 8: Führungsstift, 9: Überschiebhülse, 10: Mitnahmebolzen, 11: Ölausgleich, 12: Öleinfüllschraube, 13: Abdrückmutter, 14: Druckfeder)

Für das Hochgeschwindigkeitsdrehen von Werkstücken mit größerer Werkstücklänge ist die Spannung zwischen Stirnmitnehmer und Körnerspitze geeignet. Beim soge-

nannten Stirnmitnehmer, Bild 2-23, erfolgt die Fixierung des Werkstücks an der Mittelachse des Werkstücks. Die Einleitung des Antriebsmomentes erfolgt mit mehreren, kranzförmig um die Mitnehmerspitze angeordneten Mitnehmerbolzen, deren Schneiden sich durch die Axialkraft der Pinole in die Stirnfläche des Werkstücks eindrücken. Vorteile dieser Art der Werkstückspannung sind die Unabhängigkeit der Spannkraft von den wirksamen Fliehkräften, mehre Bearbeitungsflächen auf einer Aufspannung sowie vollständige Abstützung gegen die beim Schnitt auftretende Axialkraft und das Kippmoment der Schnittkraft. Nachteilig ist bei Stirnmitnehmern die große Axialbelastung der Spindel und des Reitstockes, deren Lagerungen nicht immer dafür ausgelegt sind [38, 55, 118].

2.4 Sicherheitsbetrachtung der Werkstückspannsysteme

Die Gefahranalyse einer Hochgeschwindigkeitsdrehmaschine liefert als wesentliche Gefahrenquellen das translatorisch bewegte Werkzeugsystem und das rotierende Werkstücksystem [73]. Insbesondere das Werkstückspannsystem hat ein hohes Sicherheitsrisiko aufgrund der hohen Drehzahl und der dadurch bedingten hohen Rotationsenergie des Werkstücks und des Spannfutters [16]. Beim Ausfall der Spannkraft kommt es zum Herausschleudern des Werkstücks aus der Einspannung. Unfallsstatistiken zeigen, dass über 10 % der Unfälle mit Personschaden an Drehmaschinen durch das Werkstückspannsystem verursacht werden [62, 92].

Nach [136] lässt sich die Spannsicherheit in aktive und passive unterscheiden. Zur Gewährleistung aktiver Spannsicherheit ist eine sichere Berechnung der notwendigen Spannkräfte in Abhängigkeit von den Prozesskräften erforderlich. Voraussetzung dafür ist eine regelmäßige Wartung des Spannfutters. Durch eine mögliche Überwachung und Diagnose der Spannkraft kann die Spannsicherheit erheblich erhöht werden [47, 48, 49, 93, 95, 100, 110, 113]. Hierbei wird die dynamische Spannkraft während der Bearbeitung mit einem in der Spannbacke integrierten Messsystem erfasst [24, 48, 97, 99].

Passive Sicherheitsmaßnahme sind trennende Schutzeinrichtungen an der Maschine. Hauptanforderung an Baugruppen trennender Schutzeinrichtungen ist eine hohe Rückhaltfähigkeit der eingesetzten Materialien beim Aufprall von abgeschleuderten Elementen [21].

2.5 Genauigkeitsbetrachtung der Werkstückspannsysteme

Die Spanngenauigkeit eines Spannfutters hängt von den geometrischen Ungenauigkeiten der am Spannen beteiligten Bauelemente und deren Verformungen ab. Am zylindrischen Werkstück können durch mangelnde Spanngenauigkeit während der Drehbearbeitung Formabweichungen (Rundheits- und Zylinderformabweichung) sowie Lageabweichungen der bearbeiteten Flächen zu den Spannflächen entstehen [50, 51]. Die Spanngenauigkeit wird nach DIN 6368 [149, 150] anhand von Rund- und Planlaufabweichungen bestimmt.

Beim Spannen eines dünnwandigen Werkstücks in einem Backenfutter entsteht eine Unrundheit der Spannfläche. Dies Unrundheit bildet sich nach der Bearbeitung auf dem entspannten Werkstück ab. Die Größe der Unrundheit hängt maßgeblich von der wirksamen Spannkraft, dem Durchmesserverhältnis und der Anzahl der Spannstellen ab [51, 56]. Zur Verringerung der Verformung sollte das Werkstück mit einer möglichst geringen Kraft gespannt werden. Eine genaue Berechnung der erforderlichen Mindestspannkraft ist daher unbedingt notwendig.

Für die Bearbeitung von dünnwandigen Werkstücken mit großen Spanndurchmessern, wie beispielsweise Wälzlagerringen von großen Lagern und Wälzlagerkäfige aus Buntmetall, ist eine Spannkraftsteuerung bzw. -regelung besser geeignet [93, 96, 102, 110]. Hierbei wird der fliehkraftbedingte Spannkraftverlust durch Veränderung der Betätigungskraft des Spannfutters ausgeglichen.

Bei der Bearbeitung eines fliegend in einem Backenfutter gespannten Werkstücks bewirken die Zerspankräfte eine Auslenkung des Werkstücks. Insbesondere infolge der Passivkraftkomponente bildet sich eine Zylinderformabweichung 1. Ordnung auf dem Werkstück in Abhängigkeit der Steifigkeit des Spindel-Lager-Systems und des Werkstücks sowie der Kippsteifigkeit der Werkstückspannung ab. Der infolge der Schnittkraftkomponente entstehende Formfehler ist nur indirekt ein Fehler 2. Ordnung [50]. Durch Erhöhung der Einspannsteifigkeit kann die Formgenauigkeit und Oberflächengute der Werkstücke gesteigert werden [8, 9, 12]. Eine hohe Einspannsteifigkeit wird durch hohe Steifigkeiten des Spannmittels, hohe Spannbeiwerte und eine durch Ausdrehen der Spannbacken unter Spannkraft erzeugte möglichst flächenhafte Berührung zwischen Werkstück und Backe erreicht [17, 38]. Bei der Bearbeitung langer Werkstücke wird das Werkstück durch einen Reitstock und/oder Lünette abgestützt [105].

2.6 Wirtschaftlichkeitsbetrachtung der Werkstückspannsysteme

Zum Erzielen einer hohen Wirtschaftlichkeit bei der Drehbearbeitung muss das Spannfutter in der Lage sein, die von der Maschine gebotene Leistung auf das Werkstück zu übertragen, so dass eine Bearbeitung unter Ausnutzung der Möglichkeiten heutiger Schneidstoffe durchgeführt werden kann [102]. Daher sollte eine hohe Drehzahl, kurze Spannzeiten und kurze Rüstzeiten angefordert werden. Durch eine zulässige hohe Drehzahl des Spannfutters wird die Hochgeschwindigkeitsdrehbearbeitung realisiert und damit werden mehrere Vorteile wie Hauptzeit- und Schnittkraftreduzierung sowie Oberflächenqualitäts- und Zerspanvolumenerhöhung erzielt. Eine genaue Berechnung der notwendigen Spannkraft kann die zulässige Drehzahl von modernen Spannfuttern erhöhen.

Neben der Hauptzeit hat die Nebenzeit, worin die Spannzeiten, die Beschleunigungs- und Bremszeiten der Spindel sowie die Auf- und Umrüstzeiten des Spannzeugs Abhängigkeit von dem Werkstückspannsystem haben, großen Einfluss auf die Fertigungskosten. Wegen der kurzer Spannzeit sind die kraftbetätigten Spannfutter be-

sonders beim NC-Drehen zu empfehlen [102]. Ein kleines rotatorisches Trägheitsmoment des Spannfutters ist günstig für Verkürzung der Beschleunigungs- und Bremszeiten. Die Umrüstzeiten, die durch das Einstellen eines anderen Spanndurchmessers oder das Bestücken mit anderen Backen entstehen, sind kritisch insbesondere bei kleinen Losgrößen für eine wirtschaftliche Drehbearbeitung [102]. Zur Verkürzung der Unrüstzeiten wurden Spannfutter mit Backenschnellwechselsystem entwickelt. Dabei werden die Backeneinheiten, worunter Grundbacken und eine aufgesetzte Aufsatzbacke zu verstehen sind, schnell und mit großer Wiederholgenauigkeit versetzt oder ausgewechselt. Bei Backenschnellwechselsystem ist 60 % - 90 % der Umrüstzeiten einzusparen [102]. Außerdem wird das neue Ausdrehen der Spannfläche nach einem Backenversatz oder -wechsel vermieden.

Hinsichtlich der Energieeinsparung ist eine genaue Berechnung der Spannkraft auch von Bedeutung. Nur etwa ein Drittel der eingesetzten Maschinenleistung ist für die Zerspanung tatsächlich verfügbar. Immerhin ein Sechstel der eingesetzten Leistung geht durch Kraftspanneinrichtungen verloren. Etwa 60 % dieser Verluste sind durch eine Optimierung der Spannzeuge beeinflussbar [5].

2.7 Spannkraftberechnung für Backenfutter

Nach VDI 3106 [155] ist die Spannkraft F_{sp} als die arithmetische Summe der von den Backen radial auf das Werkstück ausgeübten Kräfte definiert. Die Ausgangsspannkraft F_{sp0} ist die vor Beginn der Arbeit bei stillstehendem Futter vorhandene Spannkraft. Für eine sichere, genaue und wirtschaftliche Drehbearbeitung ist es erforderlich, die notwandige Ausgangsspannkraft in Abhängigkeit der Prozesskräfte analytisch zu berechnen.

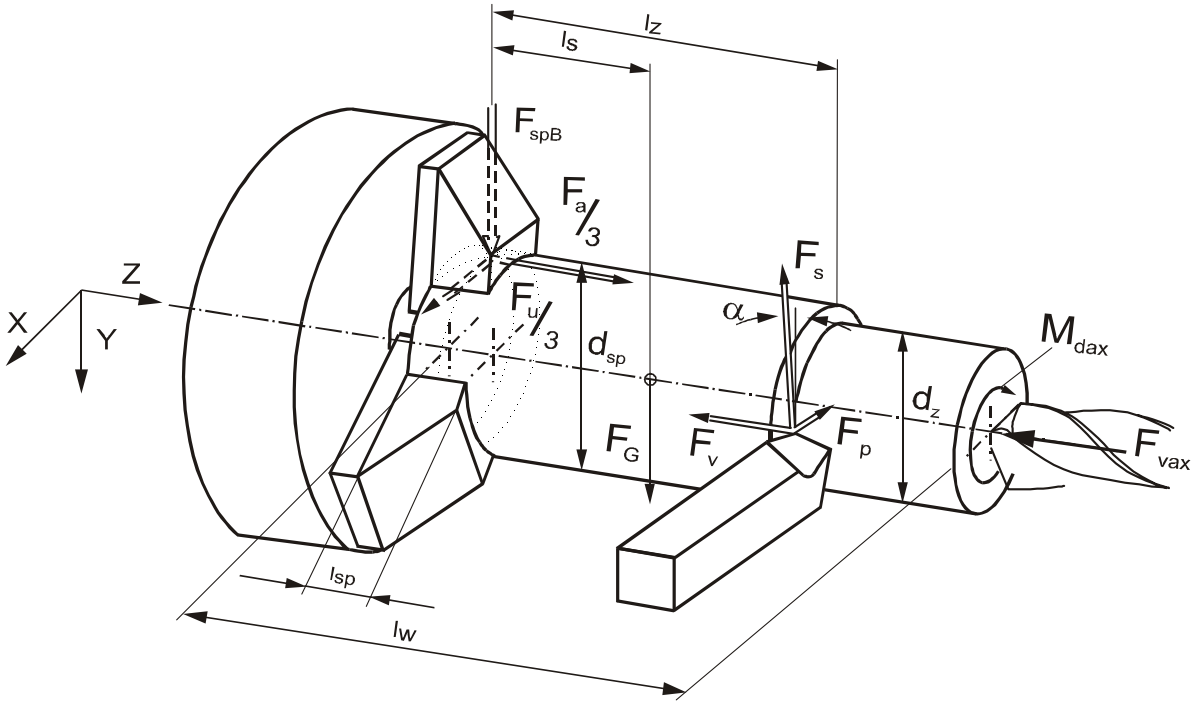


Bild 2-24: *Kräfte und Momente am Werkstück [155]*

Während der Drehbearbeitung ist das Werkstück komplex wirkenden und zeitlich veränderlichen Prozesskräften ausgesetzt, **Bild 2-24**. Bei fliegender Werkstückspannung verursachen die am Werkstück wirkenden Prozesskräfte am Drehfutter eine Axial- und eine Radialkraft sowie ein Dreh- und ein Kippmoment. Zur Abstützung des Werkstücks unter diesen Belastungen darf eine erforderliche Mindestspannkraft nicht unterschritten werden, da sonst das Werkstück unkontrolliert aus dem Backenfutter gerissen wird, **Bild 2-25**. Bei Außenspannung wird die Ausgangsspannkraft durch die Fliehkräfte der Spannbacken reduziert. Das Ziel zahlreicher Berechnungsansätze ist es, die erforderliche Ausgangsspannkraft in Abhängigkeit von den Prozesskräften und unter Berücksichtigung der Spannkraftverluste infolge der Fliehkräfte zu bestimmen.

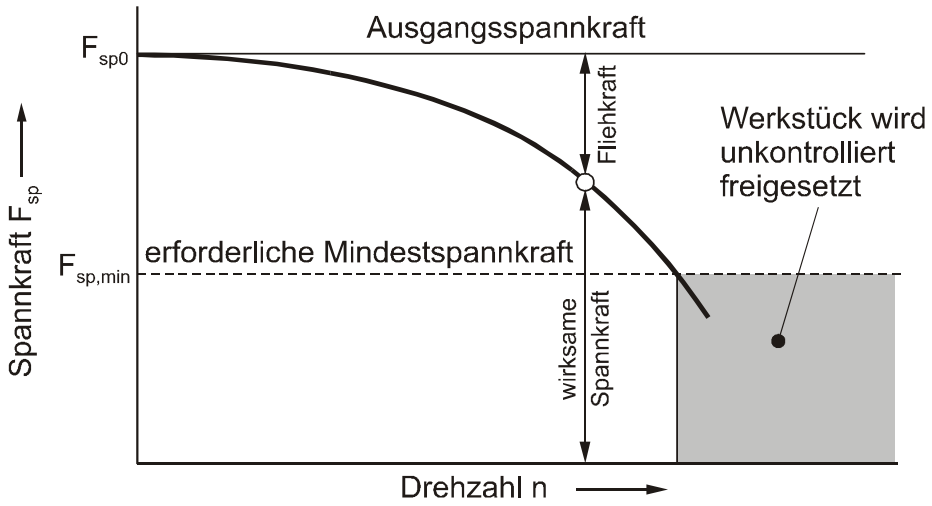


Bild 2-25: *Abnahme der Spannkraft mit der Drehzahl bei Außenspannung [155]*

2.7.1 Prozesskräfte

Bei der Drehbearbeitung treten am Werkstück Zerspankräfte, Gewichtskräfte und Unwuchtkräfte auf, die mit einer ausreichenden Spannkraft aufgenommen werden müssen. Für eine genaue Berechnung der erforderlichen Mindestspannkraft ist die Kenntnis dieser am Werkstück auftretenden Prozesskräfte eine notwendige Voraussetzung.

Die Gewichtskraft F_G greift am Schwerpunkt des Werkstücks an und ergibt sich aus:

$$F_G = m_w \cdot g \,. \tag{2-1}$$

Die Unwuchtkraft entsteht bei der Rotation eines Werkstücks um eine Achse, die nicht mit der Hauptträgheitsachse übereinstimmt. Die Unwucht wird durch Angabe einer Unwuchtmasse und einer Exzentrizität beschrieben. Die Unwuchtkraft F_{un} ist quadratisch von der Drehzahl abhängig:

$$F_{un} = m_w \cdot r_{ew} \cdot \left(\frac{\pi \cdot n}{30} \right)^2 . \tag{2-2}$$

Die Exzentrizität des Werkstücks r_{ew} wird durch die Zentrierungsgenauigkeit des Werkstücks im Spannfutter sowie die Verlagerung und Kippung des Werkstücks unter Einwirkung der Zerspankraft beeinflusst.

Die Zerspankraft F_z kann in die Komponenten Schnittkraft F_s, Passivkraft F_p und Vorschubkraft F_v zerlegt werden. Es gilt:

$$\vec{F}_z = \vec{F}_s + \vec{F}_p + \vec{F}_v \,. \tag{2-3}$$

Diese können nach den bekannten empirischen Zerspankraftgleichungen von KIENZLE/VICTOR [27] und KÖNIG/ESSEL [31] berechnet werden:

$$F_s = b \cdot k_{s1.1} \cdot h^{1-m_s} \,, \tag{2-4}$$

$$F_v = b \cdot k_{v1.1} \cdot h^{1-m_v} \text{ und} \tag{2-5}$$

$$F_p = b \cdot k_{p1.1} \cdot h^{1-m_p} \tag{2-6}$$

mit $b = \dfrac{a}{\sin \chi_H}$ und $h = s \cdot \sin \chi_H$, **Bild 2-26a**.

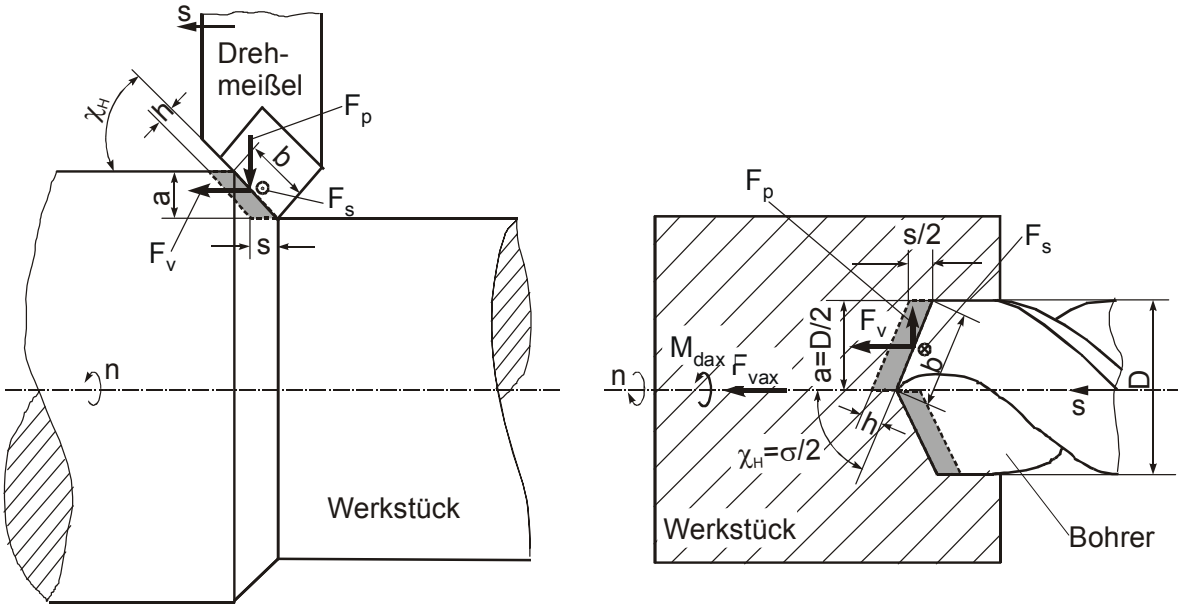


Bild 2-26: *Zerspankräfte beim Drehen (a) und Bohren (b) [121]*

Die spezifischen Zerspankräfte $k_{s1.1}$, $k_{v1.1}$ und $k_{p1.1}$ sowie die zugehörigen Anstiegswerte 1-m_s, 1-m_v und 1-m_p sind wesentlich vom Werkstückwerkstoff, von den Zerspanbedingungen und vom Werkzeug abhängig. Sie wurden von KÖNIG/ESSEL [31] für eine Vielzahl von Werkstoffen bei unterschiedlichen Wärmebehandlungszuständen mit Werkzeugen aus Schnellarbeitsstahl und Hartmetall experimentell ermittelt.

Beim Innendrehen erhöht sich die Schnittkraft mit kleiner werdendem Durchmesser aufgrund der erhöhten Spanstauchung. Durchschnittlich kann ein Verfahrensfaktor von 1,2 gegenüber dem Außendrehen eingesetzt werden [98].

Beim Vollbohren sind die Komponenten der Zerspankraft für jede Schneide nach Gleichungen (2-4) bis (2-6) mit $b = \frac{D}{2 \cdot \sin(\sigma/2)}$ und $h = \frac{s}{2} \cdot \sin(\sigma/2)$ zu berechnen. Dadurch ergeben sich das Bohrmoment und die Axialkraft [31], **Bild 2-26b**:

$$M_{dax} = F_s \cdot 0{,}5 \cdot D\,, \tag{2-7}$$

$$F_{vax} = 2 \cdot F_v\,. \tag{2-8}$$

Die Kienzle'schen Gleichungen zur Berechnung der Zerspankraft berücksichtigen die wesentlichsten Einflussgrößen. Sie sind auf die Anwendbarkeit im Betrieb abgestimmt und von ausreichender Genauigkeit [31]. In VDI 3106 [155] wurde ein Sicherheitsfaktor S_z = 1,5 für die Berechnung der Zerspankraftkomponenten empfohlen.

Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkraft beim Drehen wurde vielfach untersucht. Im Bereich niedriger Schnittgeschwindigkeiten tritt ein deutlicher Abfall der Schnittkraft gegenüber der Schnittgeschwindigkeit auf, im weiteren Schnittgeschwindigkeitsbereich ergibt sich eine konstante oder kontinuierlich abnehmende bzw. sich asymptotisch einem Grenzwert annähernde Schnittkraft [31, 68, 121]. Der Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkraft ist mit zwei zusätzlichen Konstanten *m* und *n* zu berücksichtigen [31]:

$$F_s = b \cdot k_{s1.1} \cdot {v_c}^{-m} \cdot h^{(1-m_s)\cdot {v_c}^{n}}\,. \tag{2-9}$$

Neuere Untersuchungen bei der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung zeigen einen leichten Abfall der Schnittkraft gegenüber der Schnittgeschwindigkeit [69]. Insgesamt ist erkennbar, dass sich für technisch interessante Schnittgeschwindigkeiten ein schwacher Einfluss der Schnittgeschwindigkeit auf die Schnittkraft ergibt.

Gegenüber dem Kienzle'schen Modell, das den Werkzeugverschleiß nicht berücksichtigt, wird in dem von MECHMACHE [37] vorgestellten Modell zur Vorherbestimmung der Schnittkraft bei der Drehbearbeitung die Verschleißentwicklung des Werkzeugs in die Berechnung mit einbezogen. Damit ergibt sich die zeitabhängige Schnittkraft:

$$F_s(t) = b \cdot k_{s1.1}(t) \cdot h^{1-m_s(t)}\,. \tag{2-10}$$

Für eine genauere Ermittlung der Zerspankraft, insbesondere bei der Drehbearbeitung mit neuer Werkstoff-Schneidstoff-Paarung, müssen die Komponenten der Zerspankraft bei den vorliegenden Zerspanbedingungen gemessen werden [120]. Dadurch kann der Sicherheitsfaktor der Zerspankraft verringert werden.

2.7.2 Berechnung der erforderlichen Mindestspannkraft

Für die analytische Bestimmung der erforderlichen Mindestspannkraft $F_{sp,min}$ bei Backenfuttern in Abhängigkeit von den Einflussfaktoren Spanngeometrie, Werkstückgeometrie, Spannbeiwerte zwischen Spannbacke und Werkstück sowie Zerspankräften existieren folgende Berechnungsansätze.

Ansatz nach THORMÄHLEN

Der Ansatz nach THORMÄHLEN [114] geht von einer Einspannsituation mit weichen ausgedrehten Spannbacken aus und berücksichtigt als einziger bekannter Ansatz die Einspannlänge l_{sp}. Die erforderliche Mindestspannkraft zur Aufnahme des Drehmomentes und der Axialkraft sowie des Kippmomentes ergibt sich zu:

$$F_{sp,\min} = \sqrt{F_{spd}{}^2 + F_{spa}{}^2} + F_{spk}$$
$$= \sqrt{\left(\frac{F_s \cdot d_z + 2 \cdot M_{dax}}{\mu_{spt} \cdot d_{sp}}\right)^2 + \left(\frac{F_v + F_{vax}}{\mu_{spa}}\right)^2} + \frac{1}{\frac{l_{sp}}{1{,}5} + \frac{d_{sp} \cdot \mu_{spa}}{2}} \cdot M_k \qquad (2\text{-}11)$$

mit dem aus den Zerspan- und Gewichtskräften unter Berücksichtigung des Arbeitswinkels α gebildeten Kippmoment:

$$M_k = \sqrt{\left(F_s \cdot l_z - F_G \cdot l_s \cdot \cos\alpha\right)^2 + \left(F_p \cdot l_z + F_G \cdot l_s \cdot \sin\alpha - F_v \cdot \frac{d_z}{2}\right)^2}\,. \qquad (2\text{-}12)$$

Dabei wird vom Längsdrehen ausgegangen, d.h. bei der Berechnung für das Plandrehen sind die Werte für Vorschubkraft F_v und Passivkraft F_p zu vertauschen.

Aus Gleichung (2-11) ist ersichtlich, dass die Spannbeiwerte zwischen Backe und Werkstück einen großen Einfluss auf das Berechnungsergebnis haben. Nach VDI 3106 [155] hängen die Spannbeiwerte von der Backenausführung, der Werkstückoberfläche, der Werkstoffpaarung Spannbacke-Werkstück sowie der Anwendung von Kühlschmierstoffen ab. Aufgrund der richtungsabhängigen geometrischen Gestaltung der Spannfläche unterscheiden sich der axiale und tangentiale Spannbeiwert. Da bei der Einschätzung der Spannsituation Unsicherheit besteht, wird ein Sicherheitsfaktor $S_\mu \geq 1{,}3$ angesetzt.

Ansatz nach STEINBERGER

Der Ansatz nach STEINBERGER [107] wird aus der Einspannsituation in einem Dreibackenfutter mit Krallenbacken hergeleitet:

$$F_{sp,\min} = \frac{1{,}2 \cdot F_s \cdot d_z}{\mu_{sp} \cdot d_{sp}} \cdot \left(1 + 1{,}5 \cdot \frac{l_z}{d_z}\right). \qquad (2\text{-}13)$$

Die berechnete Mindestspannkraft besteht aus dem Anteil zur Aufnahme der tangential wirkenden Drehmomente und aus dem Anteil zur Aufnahme der radial auf das auskragende Werkstück wirkenden Kippkräfte. Die Passivkraft und die Vorschubkraft werden mit einem Sicherheitsfaktor von 1,2 versehen.

In diesem Ansatz wird die Spannlänge l_{sp} nicht berücksichtigt. Die Gleichung ist nicht anwendbar für abgesetzte Werkstücke, deren Spanndurchmesser wesentlich kleiner als deren Zerspandurchmesser ist ($d_{sp} \geq 0{,}8 \cdot d_z$).

Ansatz nach WARNECKE

Nach WARNECKE [126] ist die erforderliche Mindestspannkraft zu berechnen nach:

$$F_{sp,\min} = F_s \cdot \left(\frac{1}{\mu_{sp}} \cdot \frac{d_z}{d_{sp}} + \frac{3}{K_{kipp}(l_{sp}, d_{sp})} \cdot \sqrt{l_z^{\,2} + \left(0{,}5 \cdot l_z - 0{,}2 \cdot d_z\right)^2} \right). \qquad (2\text{-}14)$$

Der Faktor K_{kipp} berücksichtigt den Einfluss des auf das Werkstück wirkenden Kippmomentes und basiert auf den experimentellen Untersuchungen der übertragbaren Kippmomente mit variierten Spannparametern wie Einspannlängen und Spanndurchmesser.

Ansatz nach WUNDERLICH und RASCHKE

WUNDERLICH und RASCHKE [137, 138] gehen in ihren theoretischen Betrachtungen der Einspannung davon aus, dass infolge des exzentrischen Kraftangriffs in jedem Fall ein Kippen des Werkstücks um eine von zwei Spannbacken A, B gebildete Kippachse durch axiales Rutschen an der dritten Spannbacke C erfolgt, **Bild 2-27**. Wenn der Drehwinkel β zwischen Kippachse und Passivkraft den Wert:

$$\beta = \arctan\left(\frac{1}{F_s} \cdot \left(F_p - \frac{F_v \cdot d_z}{2 \cdot l_z} \right) \right) \qquad (2\text{-}15)$$

annimmt, erreicht das Kippmoment M_k sein Maximum:

$$M_k = l_z \cdot \sqrt{F_s^{\,2} + \left(F_p - F_v \cdot \frac{d_z}{2 \cdot l_z} \right)^2} + F_v \cdot \frac{d_{sp}}{4}. \qquad (2\text{-}16)$$

Dabei berechnet sich die erforderliche Mindestspannkraft zu:

$$F_{sp,\min} = \frac{F_s}{\mu_{sp}} \sqrt{\left(\frac{4 \cdot M_k}{F_s \cdot d_{sp}} \right)^2 + \left(\frac{d_z}{d_{sp}} + \frac{F_p \cdot \cos\beta - F_s \cdot \sin\beta}{F_s} \right)^2} - \left(F_s \cdot \cos\beta + F_p \cdot \sin\beta \right). \qquad (2\text{-}17)$$

Dieses Modell ist mit den Annahmen verbunden, dass die Kräfte am Ort der Spanbildung und an den Spannflächen punktförmig angreifen, die Steifigkeiten des Spannfutters an der Spannstelle in radialer und tangentialer Richtung gleich sind sowie kein

Unterschied zwischen dem tangentialen und axialen Spannbeiwert existiert. Im Gegensatz zu den Ansätzen nach STEINBERGER, THORMÄHLEN sowie WARNECKE, welche die zur Aufnahme der jeweiligen Belastungen notwendigen Mindestspannkräfte getrennt berechnen, werden beim Ansatz nach WUNDERLICH und RASCHKE alle Belastungen an der Spannbacke gemeinsam berücksichtigt.

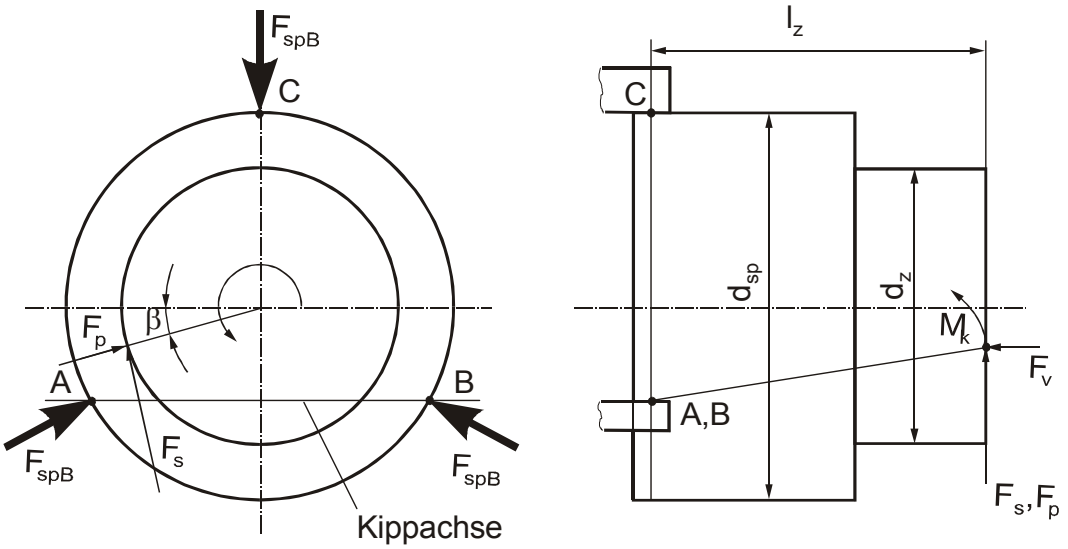


Bild 2-27: *Kippachse und Kippmoment beim Drehen fliegend im Dreibackenfutter gespannter Werkstücke [60, 138]*

Ansatz nach RESCH

Die Theorie nach RESCH [60] zerlegt die Spannkraft bis hin zur Belastung an der einzelnen Spannbacke für die Rotationswinkel des Futters. Für den Winkel, bei dem das Kippmoment sein Maximum annimmt, berechnet sich die notwendige Mindestspannkraft nach:

$$F_{sp,\min} = \left(A + \frac{1}{\mu_{sp}} \cdot \sqrt{B^2 + C^2} \right) \cdot F_s \tag{2-18}$$

mit

$$A = \frac{l_z \cdot \left(1 + \left(\frac{F_p}{F_s} \right)^2 \right) - \frac{1}{2} \cdot d_z \cdot \frac{F_p}{F_s} \cdot \frac{F_v}{F_s}}{\sqrt{l_z^{\,2} + \left(l_z \cdot \frac{F_p}{F_s} - \frac{1}{2} \cdot d_z \cdot \frac{F_v}{F_s} \right)^2}},\quad B = \frac{d_z}{d_{sp}} - \frac{d_z \cdot \frac{F_v}{F_s}}{2 \cdot \sqrt{l_z^{\,2} + \left(l_z \cdot \frac{F_p}{F_s} - \frac{1}{2} \cdot d_z \cdot \frac{F_v}{F_s} \right)^2}} \text{ und}$$

$$C = \frac{4 \cdot \sqrt{l_z^{\,2} + \left(l_z \cdot \frac{F_p}{F_s} - \frac{d_z}{2} \cdot \frac{F_v}{F_s} \right)^2}}{d_{sp}} - 2 \cdot \frac{F_v}{F_s}.$$

Ansatz nach WALTER und STÄHL

Von WALTER und STÄHL [124] wurden zwei unterschiedliche Berechungsmodelle zur Bestimmung der notwandigen Mindestspannkraft beim Ausdrehen der im Dreibackenfutter aufgenommenen Ringen angegeben. Mit der Annahme, dass die Werkstücksteifigkeit höher als die Spannfuttersteifigkeit an der Spannstelle ist, ergibt sich die Mindestspannkraft zu:

$$F_{sp,\min} = \underset{\varphi=0}{\overset{2\pi}{MAX}}\left[F_s \cdot \left(\frac{1}{\mu_{sp}} \cdot \sqrt{B(\varphi)^2 + C(\varphi)^2} - A(\varphi) \right) \right] \tag{2-19}$$

mit

$$A(\varphi) = \frac{2 \cdot \left(\frac{F_p}{F_s} \cdot \cos\varphi - \sin\varphi \right)}{1 + \frac{k_t}{k_f}},\ B(\varphi) = \frac{d_z}{d_{sp}} + \frac{2 \cdot \left(\frac{F_p}{F_s} \cdot \sin\varphi + \cos\varphi \right)}{1 + \frac{k_f}{k_t}} \text{ und}$$

$$C(\varphi) = \frac{F_v}{F_s} + \frac{4 \cdot \left(\frac{F_v}{F_s} \cdot \frac{d_z}{2} \cdot \cos\varphi - l_z \cdot \sin\varphi + \frac{F_p}{F_s} \cdot l_z \cdot \cos\varphi \right)}{d_{sp}}.$$

Hierin stehen k_f für die radiale und k_t für die tangentiale Spannfuttersteifigkeit an der Spannstelle. Bei einem dünnwandigen Ring, dessen Steifigkeit geringer als die Futtersteifigkeit ist, wurde die Mindestspannkraft aus dem Verformungsverhalten des Rings hergeleitet.

2.7.3 Berechnung der dynamischen Spannkraftänderung

Die dynamische Spannkraftänderung bei der Drehfutterrotation wird wesentlich von der auf die Spannbacken wirkenden Fliehkraft F_{Fl} beeinflusst. Sie berechnet sich in Abhängigkeit von der Masse der Spannbacken $K \cdot m_B$, dem Schwerpunktradius r_{sB} und der Drehzahl n zu:

$$F_{Fl} = K \cdot m_B \cdot r_{sB} \cdot \left(\frac{\pi \cdot n}{30} \right)^2. \tag{2-20}$$

Gegenüber der Spannkrafterhöhung bei Innenspannung bewirkt diese Fliehkraft bei Außenspannung einen Spannkraftverlust, der für eine sichere Werkstückspannung während der Drehbearbeitung berücksichtigt werden muss. Nach STEINBERGER [107], THORMÄHLEN [114, 115] bzw. nach VDI 3106 [155] wird 100 % der Fliehkraft als Spannkraftverlust angesetzt. Die erforderliche Ausgangsspannkraft lässt sich berechnen nach:

$$F_{sp0} = S_{sp} \cdot \left(S_z \cdot F_{sp,\min} \pm F_{Fl} \right) \tag{2-21}$$

(+ bei Innenspannung, - bei Außenspannung).

Der Sicherheitsfaktor S_z, der beim Ansatz nach STEINBERGER mit mindestens 2,0 und beim Ansatz nach THORMÄHLEN mit mindestens 1,5 anzusetzen ist, berücksichtigt die Zerspankraftschwankungen des Bearbeitungsprozesses. Der Sicherheitsfaktor S_{sp}, der bei beiden Ansätzen mit mindestens 1,5 anzusetzen ist, berücksichtigt die Spannkraftschwankungen des Drehfutters. Bei den Ansätzen nach WUNDERLICH/ RASCHKE, RESCH sowie WALTER/STÄHL sind aufgrund der idealisierten Betrachtungsweise keine Sicherheitsfaktoren angegeben.

In der Realität tritt eine elastische Verformung des Werkstücks und der im Kraftfluss liegenden Bauteile des Spannfutters unter Wirkung der Spannkraft auf. Dieser Effekt führt dazu, dass die wirksame Fliehkraft sich nicht zu 100 % spannkraftmindernd auswirkt. Das Steifigkeitsverhalten des Spannmittels und des Werkstücks hat wesentlichen Einfluss auf den Spannkraftverlust [75, 76, 77, 123, 126].

Das Zusammenwirken von der Werkstück- und Futtersteifigkeit kann anhand eines Verspannungsschaubildes modellhaft dargestellt werden [5, 58, 63. 109, 114, 123, 126], **Bild 2-28**. Die vom Spannfutter eingeleitete radiale Spannkraft verursacht eine Werkstück-Stauchung mit einer Werkstücksteifigkeit k_w und eine Spannfutter-Aufweitung mit einer Spannfuttersteifigkeit k_f. Wird diesem verspannten System eine dynamische zusätzliche Backenfliehkraft F_{Fl} überlagert, so wird die Ausgangsspannkraft F_{sp0} auf eine verbleibende Betriebsspannkraft F_{sp} reduziert. Man erkennt, dass der Spannkraftverlust ΔF_{sp} nur ein Teil der Fliehkraft F_{Fl} ist. Je größer die Steifigkeit des Werkstücks und je kleiner die Steifigkeit des Spannmittels ist, umso größer ist der Spannkraftverlust bzw. niedriger die verbleibende Betriebsspannkraft.

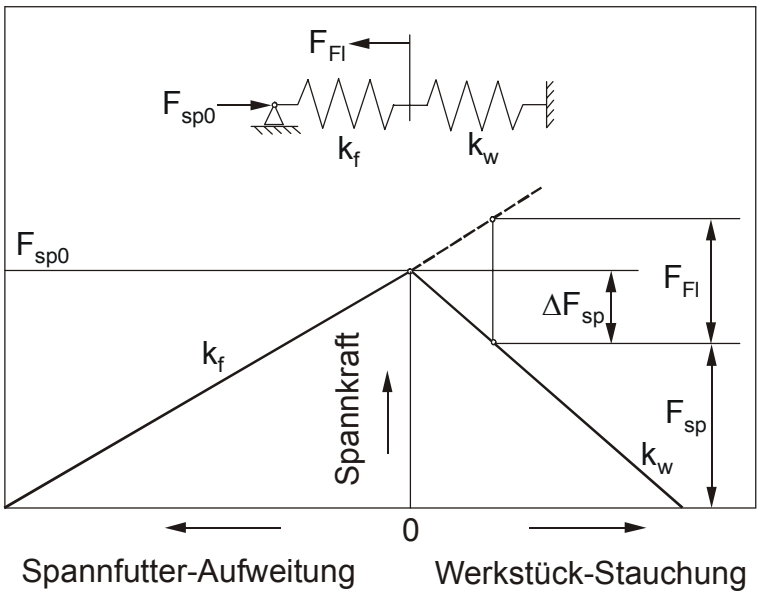


Bild 2-28: *Allgemeines Verspannungsschaubild für ein Spannsystem [5, 58, 63. 109, 114, 123, 126]*

Nach den Erkenntnissen der Steifigkeit über handbetätigte Spannfutter von WARNECKE [53, 126] lässt sich die Spannfuttersteifigkeit k_f in radiale Steifigkeit k_r und Kippsteifigkeit k_k einteilen. Die radiale Futtersteifigkeit ergibt sich durch Hintereinan-

derschaltung der radialen Steifigkeit von Spanngetriebe und Grundbacke sowie der radialen Steifigkeit der Aufsatzbacke. Die Einzelkippsteifigkeiten der Backenführung und des Futterkörpers setzen sich zur Gesamtkippsteifigkeit zusammen.

Durch Einbeziehung der radialen Futtersteifigkeit k_r und der radialen Werkstücksteifigkeit k_w, sowie eines Einflussfaktors χ, der die Kippsteifigkeit des Futters berücksichtigt, ist der Spannkraftverlust ΔF_{sp} bzw. die erforderliche Ausgangsspannkraft F_{sp0} wie folgt zu berechnen:

$$F_{sp0} = S_{sp} \cdot \left(S_z \cdot F_{sp,\min} \pm \Delta F_{sp}\right) \qquad (2\text{-}22)$$

(+ bei Innenspannung, - bei Außenspannung)

mit

$$\Delta F_{sp} = \frac{F_{Fl}}{1 + \dfrac{\chi \cdot k_r}{k_w}} . \qquad (2\text{-}23)$$

Dabei wird deutlich, dass die Werkstücksteifigkeit einen starken Einfluss auf den Spannkraftverlust hat [75, 77, 126], **Bild 2-29**. Massive Werkstücke mit höherer Steifigkeit führen zu einem hohen Spannkraftverlust. Bei dünnwandigen, verformungsanfälligen Werkstücken mit geringerer Steifigkeit ist der Spannkraftverlust geringer.

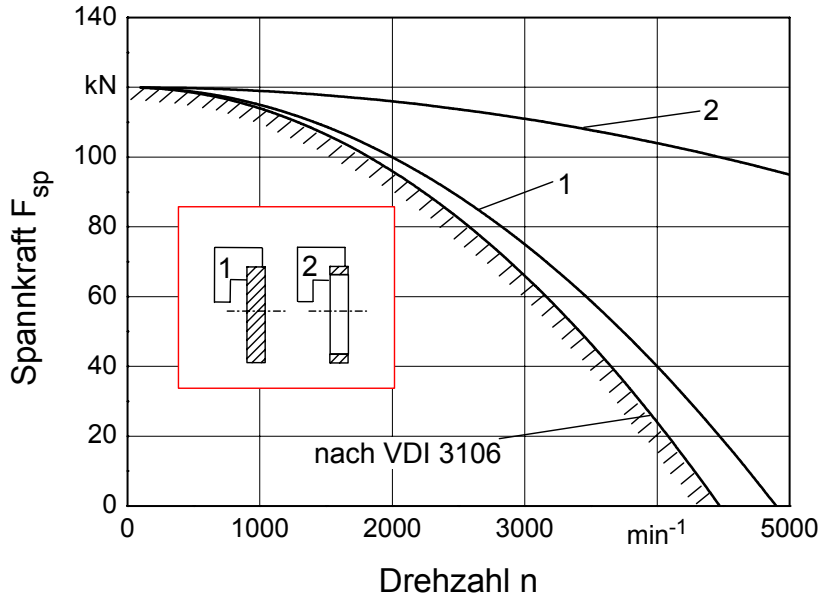


Bild 2-29: *Einfluss der Werkstücksteifigkeit auf die Betriebsspannkraft [78, 126]*

Die Untersuchungen zur radialen Werkstücksteifigkeit wurden bereits von WAGNER [126] durchgeführt. Unter Berücksichtigung der lokalen Verformung in der Kontaktzone der Spannbacke mit dem Werkstück wurde der Begriff der „reduzierten Radialsteifigkeit“ $k_{red,w}$, die sich aus der idealisierten Radialsteifigkeit des Werkstücks k_{wi}, der Kotaktsteifigkeit der Spannbacke k_{kB} sowie der Kontaktsteifigkeit des Werkstücks k_{kw} zusammensetzt, eingeführt, **Bild 2-30**:

$$k_{red,w} = \left(\frac{1}{k_{kB}} + \frac{1}{k_{kw}} + \frac{1}{k_{wi}} \right)^{-1} = \left(\frac{1}{k_{kB}} + \frac{1}{k_w} \right)^{-1} . \qquad (2\text{-}24)$$

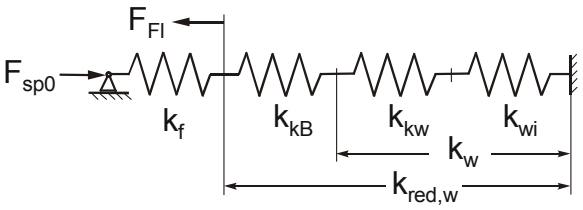


Bild 2-30: *Mechanisches Ersatzbild für das System Drehfutter-Werkstück unter Berücksichtigung der Kontaktsteifigkeiten [126]*

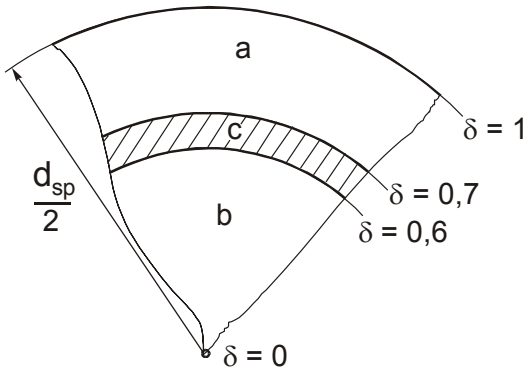


Bild 2-31: *Gültigkeitsbereiche der Berechnungstheorien der Werkstücksteifigkeit [79]*
a: Bogentheorie
b: Scheibentheorie
c: Übergangsbereich

Nach WAGNER [126] lässt sich die reduzierte Radialsteifigkeit in Abhängigkeit vom Durchmesserverhältnis δ nach der Bogentheorie oder Scheibentheorie analytisch berechnen, **Bild 2-31**, wobei die Kontaktsteifigkeit aus der Theorie der Halbraumannäherung jeweils als additives Glied mitzuberücksichtigen ist. Bei $\delta \leq 0{,}6$ berechnet sich die radiale Werksteifigkeit k_w zu:

$$k_w = \frac{\pi \cdot E \cdot l_{sp}}{K} \cdot \frac{1}{\frac{(1-\mu)+(1+\mu)\cdot\delta^2}{2\cdot(1-\delta^2)} + \sum_{m=1}^{\infty} \frac{A_m + B_m}{C_m} \cdot D_m} \qquad (2\text{-}25)$$

mit

$$A_m = -2\cdot(1-\mu)\cdot\left(1 - \frac{1}{(K\cdot m)^2}\right) - (1+\mu)\cdot\delta^2 + (3-\mu)\cdot\delta^{-2},$$

$$B_m = -\left(\frac{2}{K\cdot m} + \frac{1-\mu}{(K\cdot m)^2}\right)\cdot\delta^{2\cdot K\cdot m} + \left(\frac{2}{K\cdot m} - \frac{1-\mu}{(K\cdot m)^2}\right)\cdot\delta^{-2\cdot K\cdot m},$$

$$C_m = \left(1 - \frac{1}{(K\cdot m)^2}\right)\cdot\left[2\cdot\left((K\cdot m)^2 - 1\right) - (K\cdot m)^2\cdot\left(\delta^2 + \delta^{-2}\right) + \left(\delta^{2\cdot K\cdot m} + \delta^{-2\cdot K\cdot m}\right)\right] \text{ und}$$

$$D_m = \sum_{s=0}^{\infty} \frac{(-1)^s}{(s!)^2} \left(\frac{m\cdot K\cdot \arcsin\left(\frac{B}{d_{sp}}\right)}{2} \right)^{2s} \quad \text{bei Passsitz.}$$

Bei $\delta \geq 0{,}7$ ist die idealisierte Werkstücksteifigkeit k_{wi} zu berechnen nach:

$$k_{wi} = \frac{E \cdot I_{sp}}{A_3 \cdot \left(\frac{1+\delta}{1-\delta}\right)^3 + A \cdot \frac{1+\delta}{1-\delta}} \tag{2-26}$$

mit

$$A_3 = 0{,}3750 \cdot \left(\alpha_0 \cdot \cot^2 \alpha_0 + \cot \alpha_0 + \alpha_0 - \frac{2}{\alpha_0} \right),$$

$$A = 0{,}5150 \cdot \left(1 + \cot^2 \alpha_0\right) \cdot \alpha_0 - 0{,}2650 \cdot \cot \alpha_0 \text{ und}$$

$$\alpha_0 = \frac{\pi}{K}.$$

Die Kontaktsteifigkeiten sind abhängig von der Berührungsform zwischen Backe und Werkstück. Bei Passsitz gilt:

$$k_{kB} = k_{kw} = \frac{2 \cdot \pi \cdot E \cdot I_{sp}}{\left(1-\mu^2\right) \cdot \left(\lambda \cdot \ln \frac{\sqrt{\lambda^2+1}+1}{\sqrt{\lambda^2+1}-1} + \ln \frac{\sqrt{\lambda^2+1}+\lambda}{\sqrt{\lambda^2+1}-\lambda} \right)} \tag{2-27}$$

mit

$$\lambda = \frac{I_{sp}}{d_{sp} \cdot \arcsin\left(\frac{B}{d_{sp}}\right)}.$$

Im Bereich von $0{,}6 \leq \delta \leq 0{,}7$ wird die reduzierte Radialsteifigkeit in Form einer Übergangsgerade ermittelt. Die radiale Steifigkeit auskragender Werkstücke kann auf der Basis der obengenannten Berechnungen bei Berücksichtigung eines Steifigkeitserhöhungsfaktors bestimmt werden [126].

2.7.4 Bewertung der bisherigen Berechnungsmodelle

Die Charakteristiken und Einschränkungen der bisherigen Berechnungsansätze sind in **Bild 2-32** zusammengefasst. Keiner der bestehenden Ansätze beschreibt den Einspannzustand eines Werkstücks in einem Backenfutter vollständig. Es handelt sich jeweils um aus einem bestimmten Spannfall abgeleitete Berechnungen, die anschließend verallgemeinert wurden. Nicht alle Einflussgrößen wurden in den Berechnungsansätzen berücksichtigt. Beispielsweise wurde die Einspannlänge nur im Ansatz nach THORMÄHLEN berücksichtigt. Dadurch wird deutlich, dass bisher noch Unsicherheit bei der Spannkraftberechnung besteht. Bei den Berechnungsansätzen zur Bestimmung der erforderlichen Ausgangsspannkraft wurden daher hohe Sicherheitsfaktoren berücksichtigt.

Berechnungsansatz	Charakteristik/Einschränkung
THORMÄHLEN [114]	• Berechnungsansatz für ausgedrehte Spannbacken mit Berücksichtigung der Einspannlänge • keine Berücksichtigung der am Futter wirkenden Radialkraft • unklare Herleitung des Einflusses der Einspannlänge auf das übertragbare Kippmoment • keine Berücksichtigung des Einflusses der Systemsteifigkeiten auf den Spannkraftverlust
STEINBERGER [107]	• Passivkraft und Vorschubkraft sind zu einem Drittel der Schnittkraft angesetzt. Sie werden durch einen Sicherheitszuschlag von 1,2 berücksichtigt. • $l_z \leq d_{sp}$ • $d_{sp} \geq 0{,}8 \cdot d_z$ • keine Berücksichtigung der Einspannlänge • Spannbeiwert ist richtungsunabhängig • keine Berücksichtigung des Einflusses der Systemsteifigkeiten auf den Spannkraftverlust
WARNECKE [126]	• mit Berücksichtigung des Einflusses der Systemsteifigkeiten auf den Spannkraftverlust • kein analytische Berechnung der übertragbaren Kippmomente • Spannbeiwert ist richtungsunabhängig • konstantes Verhältnis der Zerspankräfte $F_s : F_p : F_v = 5 : 2{,}5 : 2$
WUNDERLICH und RASCHKE [138]	• keine Berücksichtigung der Einspannlänge • Spannbeiwert ist richtungsunabhängig • $k_f = k_t$ • keine Sicherheitsfaktoren
RESCH [60]	• keine Berücksichtigung der Einspannlänge • Spannbeiwert ist richtungsunabhängig • keine Sicherheitsfaktoren
WALTER und STÄHL [124]	• Ausdrehen dünnwandiger Werkstücke • Spannbeiwert ist richtungsunabhängig • keine Sicherheitsfaktoren

Bild 2-32: *Charakteristik der verschiedenen Berechnungsansätze*

Um die verschiedenen Berechnungsansätze zu vergleichen, sind die berechneten notwendigen Mindest- und Ausgangsspannkräfte für zwei typische unterschiedliche Drehbearbeitungsoperationen in **Bild 2-33** und **Bild 2-34** dargestellt. Die Abweichungen der Mindest- und Ausgangsspannkräfte betragen bis zu 225 % und 150 %. Die Berechnungen nach THORMÄHLEN, STEINBERGER sowie WARNECKE ergeben hö-

here Ausgangsspannkräfte als die Anwendung der Ansätze nach WUNDERLICH und RASCHKE, RESCH sowie WALTER und STÄHL, da hier hohe Sicherheitsfaktoren berücksichtigt werden. Die Berücksichtigung der Spannlänge im Ansatz nach THORMÄHLEN führt zu geringeren Mindestspannkräften. Die Berechnungen nach WARNECKE ergeben geringere Spannkraftverluste durch die Berücksichtigung der Systemsteifigkeiten. Die beiden Beispiele für Standarddrehbearbeitungsoperationen machen die Unsicherheit bei der Berechnung der notwendigen Spannkraft für die Drehbearbeitung deutlich.

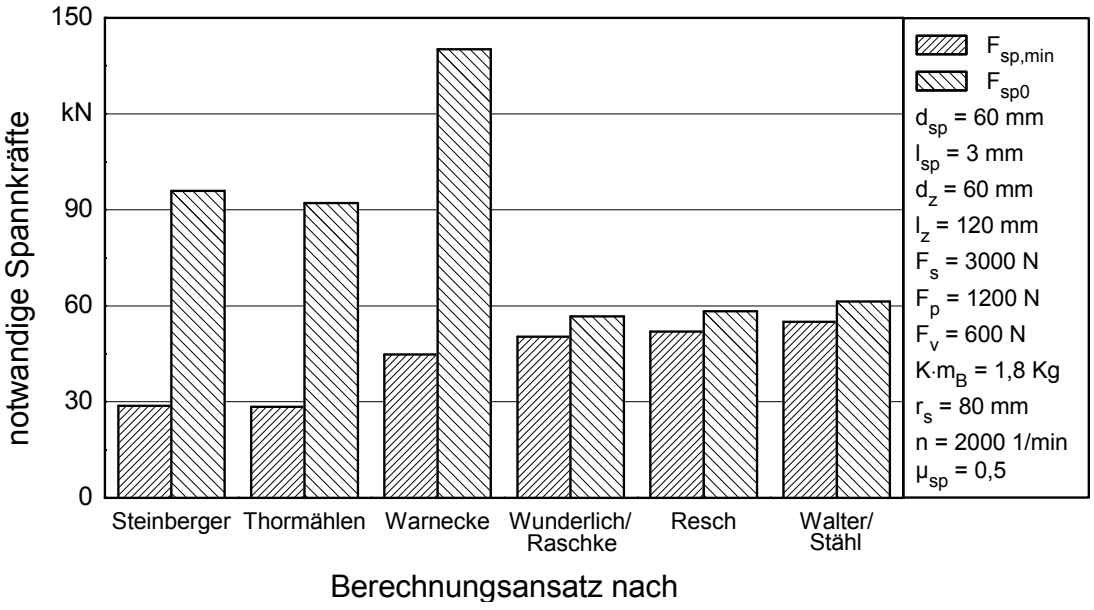


Bild 2-33: *Mindest- und Ausgangspannskräfte bei der Schruppbearbeitung eines mit Krallenbaken gespannten, weit auskragenden Werkstücks*

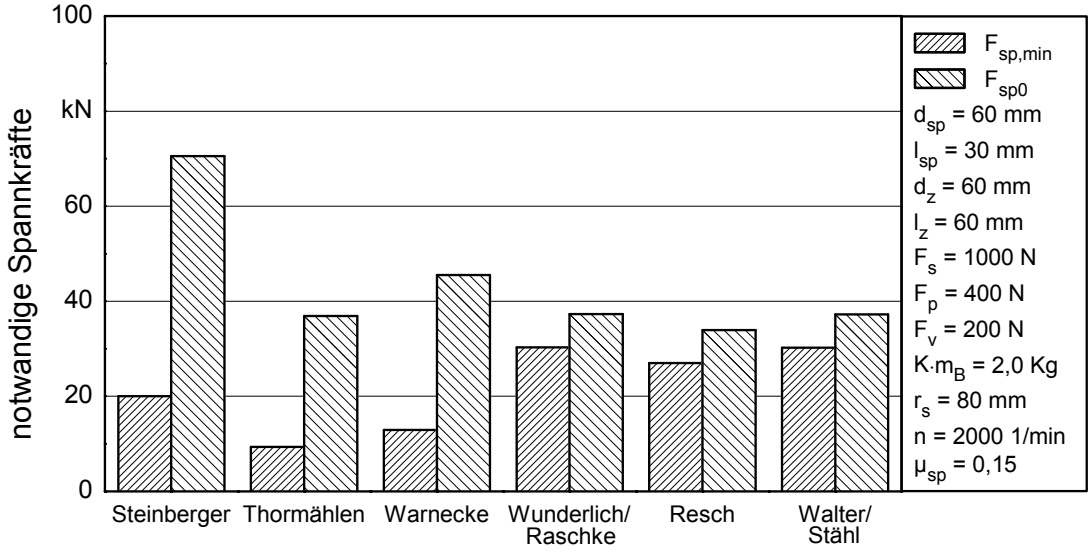


Bild 2-34: *Mindest- und Ausgangspannskräfte bei der Schlichtbearbeitung eines mit weichen Backen gespannten kurzen Werkstücks*

Die Ansätze nach STEINBERGER und THORMÄHLEN bilden die Grundlage des aktuellen Entwurfes der VDI 3106 [156]. Aufgrund der Unsicherheit bei der Berechnung ist die notwendige Ausgangsspannkraft mit beiden Ansätzen parallel zu bestimmen. Die in der VDI 3106 beschriebene Verfahrensweise ist sehr aufwendig und führt zudem bei vielen Parameterkombinationen zu einer unnötigen Reduzierung der maximal möglichen Drehzahl und damit zu einer Minderung der Effektivität der Drehbearbeitung, **Bild 2-35**.

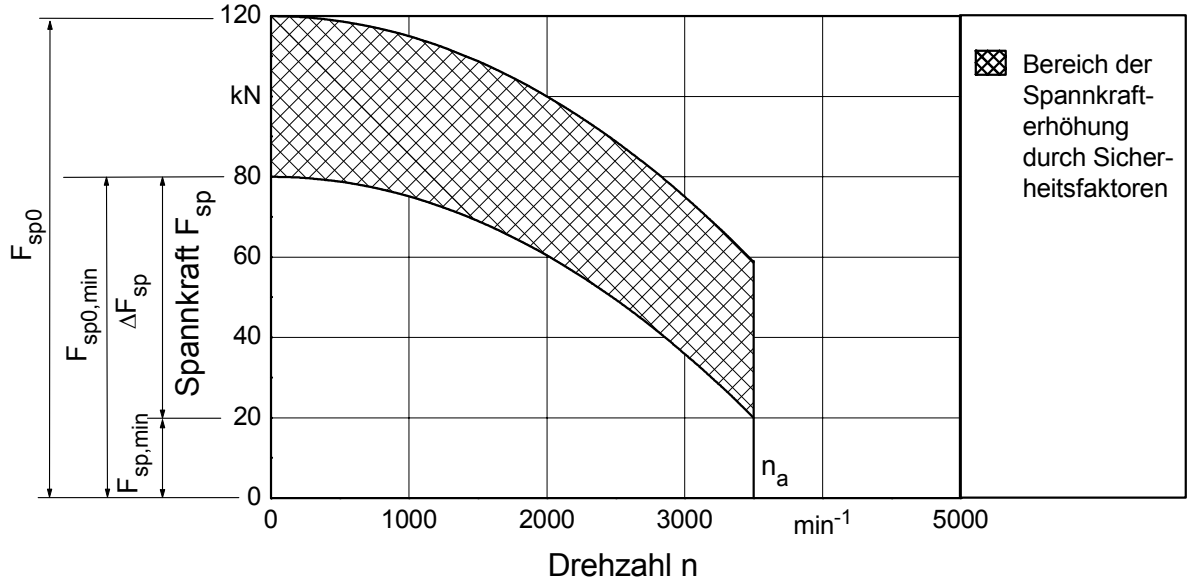


Bild 2-35: *Erforderliche Spannkraft beim Längsdrehen [103, 104]*

3 Ziele und Arbeitsschwerpunkte

Das Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines analytischen Berechnungsmodells zur Ermittlung der notwendigen Spannkräfte bei Backenfuttern in Abhängigkeit von den Prozesskräften. Auf dem Gebiet der Drehbearbeitung führt die fortschreitende Entwicklung im Bereich der Antriebstechnik und Schneidstoffe zu immer höheren Zerspanleistungen. Insbesondere durch die damit verbundenen, erhöhten Schnittgeschwindigkeiten ist es erforderlich, die Spindeldrehzahlen zu steigern [2, 38, 109, 113]. Aufgrund seiner hohen Flexibilität bezüglich des spannbaren Durchmesser- und Werkstoffspektrums ist das Backenfutter das bei der Drehbearbeitung am häufigsten eingesetzte Spannmittel [44, 126]. Dem Einsatz von Backenfuttern bei der Spannsituation, radial von außen, sind jedoch bei höheren Spindeldrehzahlen Grenzen gesetzt, da die an den Spannbacken angreifenden Fliehkräfte die anfänglich vorhandene Spannkraft im Prozess drastisch reduzieren. Für eine sichere Werkstückspannung bei hohen Drehzahlen ist es daher erforderlich, vor der Bearbeitung die notwendige Ausgangsspannkraft zur Aufnahme der bei der Drehbearbeitung auftretenden Prozesskräfte, wie Zerspankräfte, Gewichtskräfte, Unwuchtkräfte sowie Fliehkräfte, zu bestimmen. Bisherige Ansätze zur Berechnung der erforderlichen Spannkraft führen aufgrund ihrer unzureichenden Modellbildung zu fehlerhaften und sehr unterschiedlichen und damit ungenauen Berechnungsergebnissen. Aufgrund der ungenauen Modelle und der Unsicherheit bei der Berechnung werden derzeit hohe Sicherheitsfaktoren angesetzt, welche die zulässigen Drehzahlen unnötig begrenzen und damit die Wirtschaftlichkeit der Drehbearbeitung herabsetzen. Die Potentiale moderner Spannsysteme können dadurch nicht ausreichend genutzt werden. Daraus ergeben sich die zwei Teilziele, einerseits die Erhöhung der Prozesssicherheit bei der Drehbearbeitung sowie andererseits die bessere Ausschöpfung der Backenfutterpotentiale für hohe Drehzahlen bzw. die Erhöhung der Effektivität der Drehbearbeitung, **Bild 3-1**.

Eine sichere Werkstückspannung bedeutet eine wirkungsvolle Verhinderung des Herausschleuderns des Werkstücks aufgrund unzureichender Spannkräfte. Das herausgeschleuderte Werkstück verfügt über eine hohe kinetische Energie und gefährdet dadurch Maschine und Personal. Eine Abschätzung der Spannkräfte aufgrund der stark ansteigenden Fliehkräfte bei höheren Drehzahlen ist nicht mehr möglich. Für die sichere Werkstückspannung bei hohen Drehzahlen ist die Kenntnis der während des Bearbeitungsprozesses effektiv wirksamen Spannkraft zwingend erforderlich. Zusätzlich ist die Berechnung der Mindestspannkraft notwendig, die zur Aufnahme der am Werkstück wirkenden Prozesskräfte erforderlich ist. Sind beide Größen bekannt, kann die für eine sichere Werkstückspannung notwendige Ausgangspannkraft bestimmt werden.

Das zweite Teilziel dieser Arbeit besteht in der höheren Ausschöpfung der Spannfutterpotentiale. Bei konventionellen Backenfuttern ist es möglich, durch höhere Drehzahlen und größere Zerspandurchmesser eine HSC-Drehbearbeitung zu realisieren.

Bild 3-2 zeigt den nutzbaren Bereich der HSC-Bearbeitung bei einem Spannfutter, das einen Außendurchmesser von 160 mm und eine maximale Drehzahl von 8.000 min^{-1} hat. Bei genauer Berechnung der notwendigen Spannkraft lässt sich das konventionelle Spannfutter auch als HSC-Spannmittel nutzen.

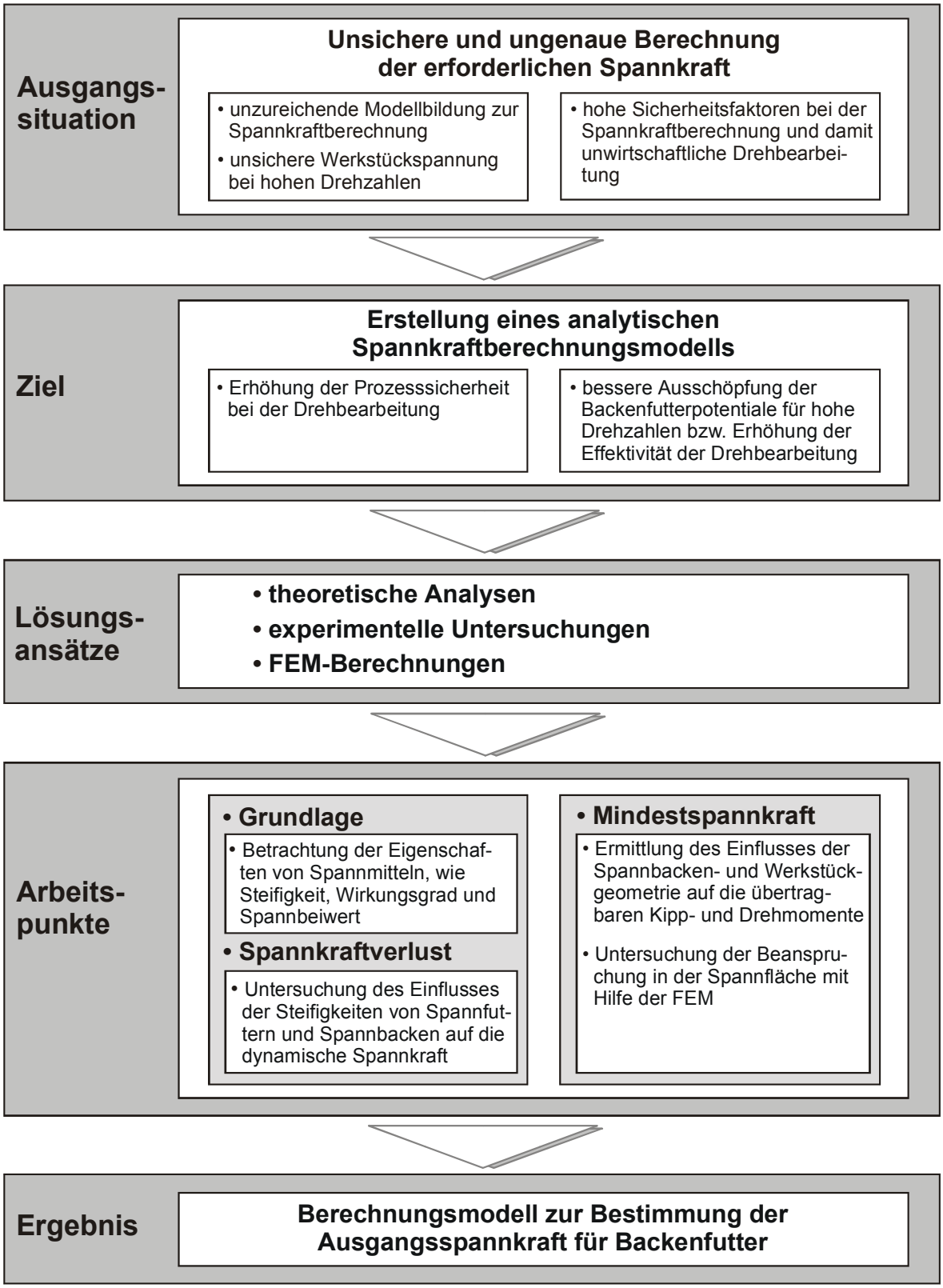


***Bild 3-1**: Ziele und Arbeitspunkte*

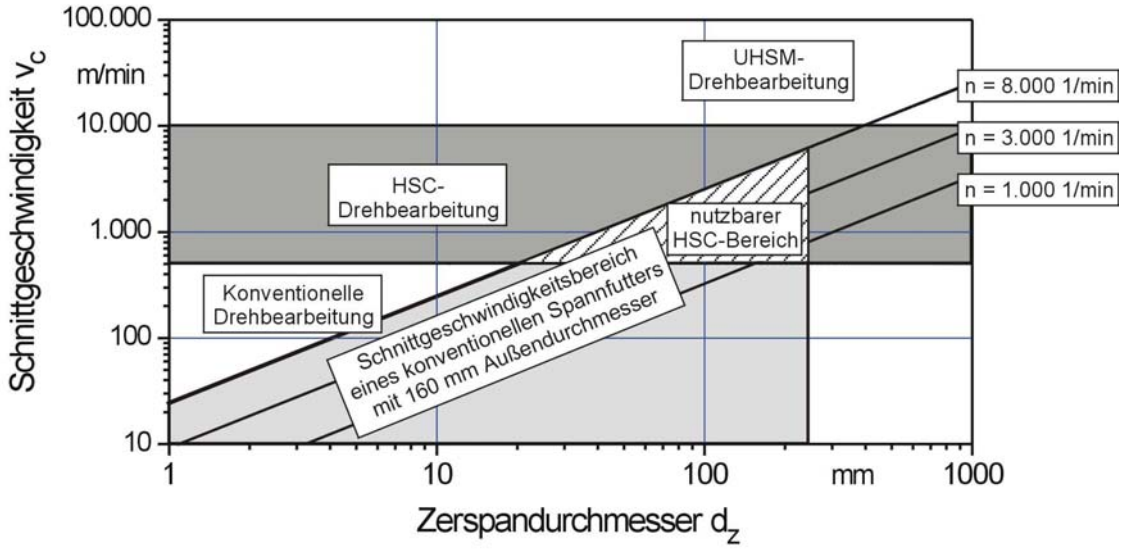


Bild 3-2: *Nutzbarer Bereich der HSC-Drehbearbeitung bei einem konventionellen Spannfutter [38]*

Seit mehreren Jahren werden neue Konzepte zur Optimierung der Backenfutter hinsichtlich des Einsatzes bei höheren Drehzahlen untersucht. Die Backenfutter mit Fliehkraftausgleich sind für einen bestimmten Spannbackentyp optimiert. Lebensdauergeschmierte und gekapselte Spannfutter weisen einen über lange Zeit konstanten Schmierzustand auf. Mit Hilfe eines Spannkraftreglungssystems wird im Bearbeitungsprozess die Kontrolle des Spannfutterwirkungsgrades und eine Abschätzung des fliehkraftabhängigen Spannkraftverlustes bzw. eine kontinuierliche Spannkraftüberwachung ermöglicht [47, 93, 113]. Eine weitere Möglichkeit zur Optimierung des Backenfutters für höhere Drehzahlen besteht in der Verwendung von faserverstärkten Kunststoffen zur Reduzierung der Spannbackenmasse bzw. der wirksamen Fliehkräfte an den Spannbacken [38, 92]. Sowohl für die konventionellen, wie auch für diese modernen Spannsysteme gilt, dass eine Ausnutzung des Potentials der Spannmittel in Abhängigkeit vom Zerspanprozess nur möglich ist, wenn hinreichend genau bekannt ist, bei welcher kritischen Mindestspannkraft die Werkstückspannung gerade noch gewährleistet ist. Aus den genannten Zielsetzungen leiten sich die folgenden Arbeitsschwerpunkte ab:

Betrachtung der Eigenschaften von Spannmitteln

Die Eigenschaften von Spannmitteln, wie Spannbackensteifigkeit, Spannfuttersteifigkeit, Wirkungsgrad und Spannbeiwert, sind Grundlage für die Spannkraftberechnung. In einem verspannten System haben die Futter- und Werkstücksteifigkeiten großen Einfluss auf die dynamische Spannkraft [123, 126], **Bild 3-3**. Die Beschreibungsparameter des Steifigkeitsverhaltens der zu untersuchenden Spannmittel sind durch theoretische Analysen, experimentelle Untersuchungen und FEM-Berechnungen zu ermitteln.

Der Spannbeiwert zwischen Spannbacken und Werkstück beeinflusst die übertragbaren Prozesskräfte. Bei weichen ausgedrehten Spannbacken wird das Werkstück

durch Reibschluss gespannt. Bei harten Backen und Krallenbacken wird das Werkstück durch das Eindringen der Zähne kraft- und formschlüssig gespannt. Der Spannbeiwert wird durch die Oberfläche des Werkstücks, die Rauhtiefe der Werkstückoberfläche, die Härte des Werkstücks, die Oberfläche der Backen, die Härte der Backen, die Berührungsform zwischen Spannbacke und Werkstück sowie durch die Verwendung von Kühlschmierstoffen beeinflusst [155]. Aufgrund schwankender Spannfutterwirkungsgrade infolge sich verändernder Schmierzustände und Spannsituationen konnte bisher die Genauigkeit bestehender Ansätze zur Berechnung der erforderlichen Ausgangsspannkraft nicht gesteigert werden. Eine Verringerung der Sicherheitsfaktoren scheint insbesondere für moderne Spannfutter, die lebensdauergeschmiert sind und dadurch konstante Betriebszustände aufweisen, möglich. Die Spannfutterwirkungsgrade und die Spannbeiwerte der zu untersuchenden Spannmittel sind experimentell zu untersuchen.

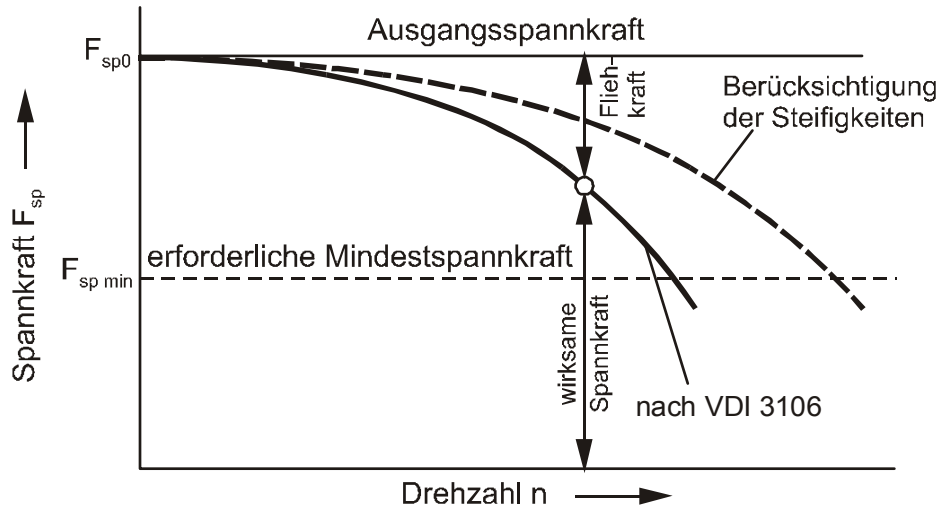


***Bild 3-3**: Einfluss der Systemsteifigkeiten auf die Spannkraftabnahme*

Ermittlung der erforderlichen Mindestspannkraft zur Aufnahme der am Werkstück wirkenden Prozesskräfte

Das Spannfutter muss eine wirksame Mindestspannkraft im Bearbeitungsprozess aufbringen, um das Werkstück abzustützen. Die experimentelle Ermittlung der übertragbaren Drehmomente und Axialkräfte in Abhängigkeit von den Spannbacken-, Werkstück- und Prozessdaten ist ein Teilarbeitspunkt.

Ein weiterer Schwerpunkt dieser Arbeit ist die Ermittlung der Grenzkippmomente in Abhängigkeit von den Spannbacken-, Werkstück- und Prozessdaten. Bei einseitiger Werkstückspannung ist das Kippmoment sowohl über Reibung in den Spannflächen, als auch durch radiales Entgegenwirken der Backen aufzunehmen [155]. Zur genauen Berechnung der Grenzkippmomente insbesondere bei der Einspannung mit weichen Backen wird mit Hilfe der FEM die Spannkraftverteilung in den Spannflächen in Abhängigkeit vom Kippmoment untersucht. Die Ergebnisse der FEM-Berechnung bilden die Grundlage für die Erstellung des analytischen Berechnungsmodells der Grenzkippmomente und werden mit experimentellen Untersuchungen validiert.

Ermittlung der dynamischen Spannkraftänderung

Die während der Futterrotation an den Spannbacken, dem Futterkörper und dem Werkstück angreifenden Fliehkräfte führen je nach Spannsituation und Drehzahl zu einer Schwankung der wirksamen Spannkraft. Insbesondere bei Außenspannung mit höheren Drehzahlen wird die anfänglich vorhandene Spannkraft aufgrund der Fliehkräfte der Spannbacken drastisch reduziert, so dass dem Einsatz von Backenfuttern bei höheren Drehzahlen Grenzen gesetzt sind. Nach VDI 3106 [155] wird die elastische Verformung des Spannsystems nicht berücksichtigt und somit wird die Summe der Fliehkräfte der Spannbacken zu 100 % spannkraftmindernd angesetzt. Da die im Kraftfluss liegenden Bauteile elastisch verspannt sind, wirkt sich in der Regel nicht die gesamte Fliehkraft spannkraftmindernd aus [123, 126, 155]. Die Berechnung der Spannkraftabnahme nach VDI 3106 hat eine hohe Sicherheit, das Potential der Spannfutter wird jedoch nicht ausreichend genutzt, Bild 3-3. Ein Arbeitsschwerpunkt ist die Erstellung eines genaueren Berechnungsmodells zur Bestimmung der Spannkraftabnahme unter Berücksichtigung der Spannfutter-, Spannbacken-, und Werkstücksteifigkeit.

Erstellung des analytischen Berechnungsmodells der Ausgangsspannkraft

Aufbauend auf den durchgeführten Untersuchungen der erforderlichen Mindestspannkraft, der dynamischen Spannkraftänderung sowie der Spannfuttereigenschaften, wird das analytische Berechnungsmodell zur Bestimmung der erforderlichen Ausgangsspannkraft gebildet, **Bild 3-4**. Im Gegensatz zu den bisherigen Berechnungsmodellen, die teilweise nur eingeschränkte Parameterkombinationen zulassen, ist darauf zu achten, dass das neue Berechnungsmodell für alle sinnvollen Kombinationen der Einflussparameter wie Spannfutter-, Spannbacken-, Werkstück- und Prozessparameter angewendet werden kann.

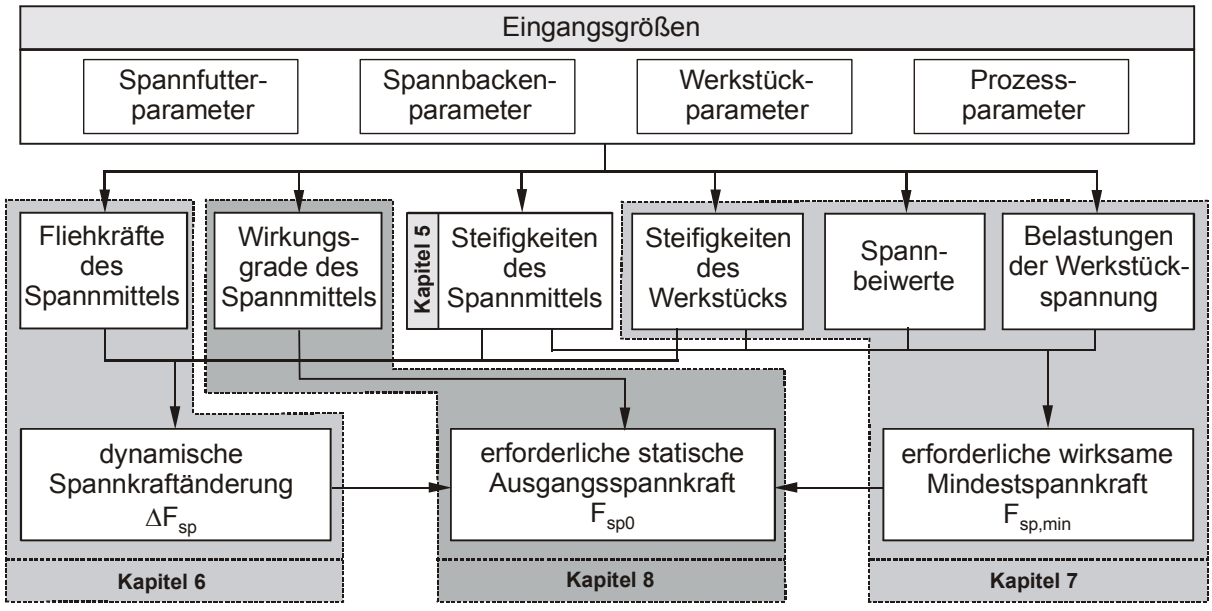


***Bild 3-4**: Übersicht zur Berechnung der notwendigen Ausgangsspannkraft F_{sp0}*

4 Untersuchte Spannmittel

Für das zu entwickelnde, möglichst allgemeingültige Spannkraftberechnungsmodell wurden die am häufigsten verwendeten Backenfuttertypen zugrunde gelegt. Hierzu wurden vier namenhafte Spannmittelhersteller Deutschlands hinsichtlich des Typs und der Größe ihrer verkauften Spannfutter befragt. Anhand der Angaben der Hersteller wurden folgende Spannfuttertypen für die Untersuchungen ausgewählt:

- Keilstangenfutter, handbetätigt (F-KST-H),
- Keilstangenfutter, kraftbetätigt, mit Backenschnellwechselsystem (F-KST-K-BSW),
- Keilflächenfutter, kraftbetätigt (F-KFL-K),
- Keilflächenfutter, kraftbetätigt, mit Fliehkraftausgleich (F-KFL-K-FLA) und
- Keilflächenfutter, kraftbetätigt, mit Backenschnellwechselsystem (F-KFL-K-BSW).

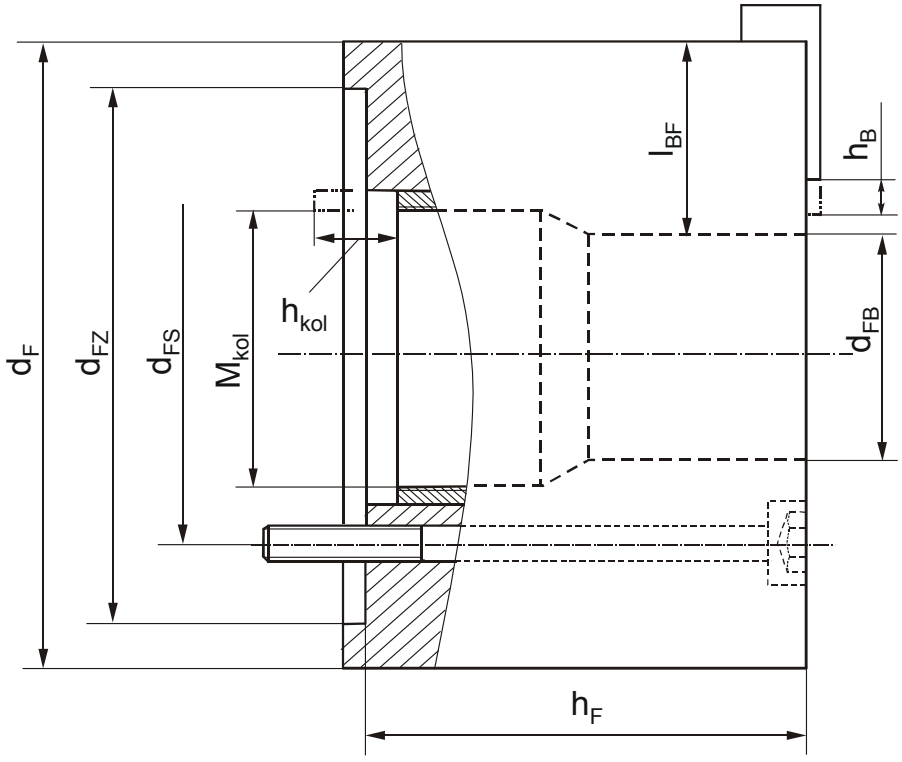


Bild 4-1: *Abmessungen des Backenspannfutters*

Die Betätigungsprinzipien der ausgewählten Backenfutter wurden im Kapitel 2.3.2 vorgestellt. Für diese zu untersuchenden Spannfuttertypen wurden die am häufigsten eingesetzten Spannfuttergrößen 160 mm und 250 mm herangezogen. Diese wurden von drei Spannmittelherstellern für die experimentellen Untersuchungen zur Verfügung gestellt. Eine Übersicht über die ausgewählten Spannfuttertypen und -größen

gibt **Tabelle 4-1** wieder. Die Kennzeichnung eines Spannfutters erfolgt durch Buchstaben vom Futtertyp und nachfolgende Herstellernummer und Futtergröße. Die ausgewählten Spannfutter sind mit einem zylindrischen Spindelanschluss nach DIN 6350 [144, 145], DIN 6351 [146, 147] und DIN 6353 [148] ausgestattet. Die maximal zulässige Drehzahl der untersuchten Spannfutter für Futtergröße 160 mm und 250 mm ist entsprechend 8000 min^{-1} und 5000 min^{-1}, die zur Zeit die obere Grenze der am Markt verfügbaren Spannfutter darstellt.

	Futter-Typ	F-KST-H				F-KFL-K			F-KFL-K-FLA				F-KFL-K-BSW	F-KST-K-BSW	
	Hersteller-Nr.	II	III	I	III	II	I	II	I	III	I	III	I	III	III
Abmessungen (Bild 4-1)	Futtergröße bzw. Außendurchmesser d_F [mm]	160	160	250	250	160	250	250	160	165	250	250	250	185	265
	Durchmesser der Futterbohrung d_{FB} [mm]	42	42	61	62	46	65	86	38	37	72	71	65	46	71
	Futterhöhe h_F [mm]	63	63,3	92	92	96	98	122	92	94	98	102	100	101	120
	Backenführungslänge l_{BF} [mm]	59	60	90	94	57	66	78	45	45	66	66	90	70	97
	Zentrierdurchmesser d_{FZ} [mm]	145	145	235	235	140	220	220	140	140	220	220	220	140	170
	Lochkreisdurchmesser der Befestigungsschrauben d_{FS} [mm]	125	125	200	200	104,8	171,4	171,4	104,8	104,8	171,4	171,4	171,4	104,8	133,4
	Befestigungsschrauben	M10	M10	M16	M16	M10	M16	M16	M10	M10	M16	M16	M16	M10	M12
	Gewinde des Futterkolbens M_{kol} [mm]	----	----	----	----	M54	M72	M94	M42	M44	M82	M78	M75	M67	M78
	Backenhub h_B [mm]	6,2	6,5	7,5	7,5	4	5,3	6,2	5,3	5,3	5,3	5,3	8,3	6,1	7
	Kolbenhub h_{kol} [mm]	----	----	----	----	15	20	23	20	20	20	20	23	25	29
Leistungsdaten	Max. Spannkraft $F_{sp,max}$ [kN]	61	60	175	160	86	120	150	60	62,5	150	137,5	120	84	130
	Max. Betätigungskraft $F_{ax,max}$ [kN] beim Kraftfutter, od. max. Schlüsselmoment $M_{sp,max}$ [Nm] beim Handfutter	120	70	190	200	35	60	65	25	27	60	57	60	42	67,5
	Max. Drehzahl n_{max} [min^{-1}]	4600	5200	4000	4000	8000	4000	5000	8000	6500	4700	4500	4700	6000	4700
	Masse des Futters m_F [kg]	9,5	7,4	32,5	26	12	26	40	11,3	12	26	28	22	19	46
	Massenträgheitsmoment J_F [kgm^2]	0,035	0,028	0,285	0,252	0,0415	0,2	0,35	0,0455	0,04	0,2	0,27	0,2	0,09	0,41

***Tabelle 4-1**: Technische Daten der untersuchten Spannfutter*

Die experimentellen Untersuchungen wurden auf einer CNC-Drehmaschine Typ CT-40 der Firma Gildemeister GmbH, Bielefeld, durchgeführt. Die Drehspindel der Ma-

schine ist mit einem Flachflansch versehen, der einen Zentrierdurchmesser von 140 h5 mm aufweist [160]. Die Zwischenflansche verbinden als Spindeladapter den Spindelkopf der Hauptspindel mit den Spannfuttern. Bei den kraftbetätigten Futtern wurden Gewindeadapter zur Verbindung der Kolben der Spannfutter mit der Zugstange des hydraulischen Spannzylinders angewendet.

Die Spannfutter mit Kennzeichnungen F-KFL-K II 160 und F-KFL-K II 250 sind Keilflächenfutter mit großer Bohrung, wobei die Keilflächen des Futterkolbens symmetrisch in der Mitte der Grundbacke greifen, Kapitel 2.3.2. Bei den kraftbetätigten Keilstangenfuttern, F-KST-K-BSW III 185 und F-KST-K-BSW III 265, sind die Keilstangen tangential in den Futtern angeordnet, Bild 2-15.

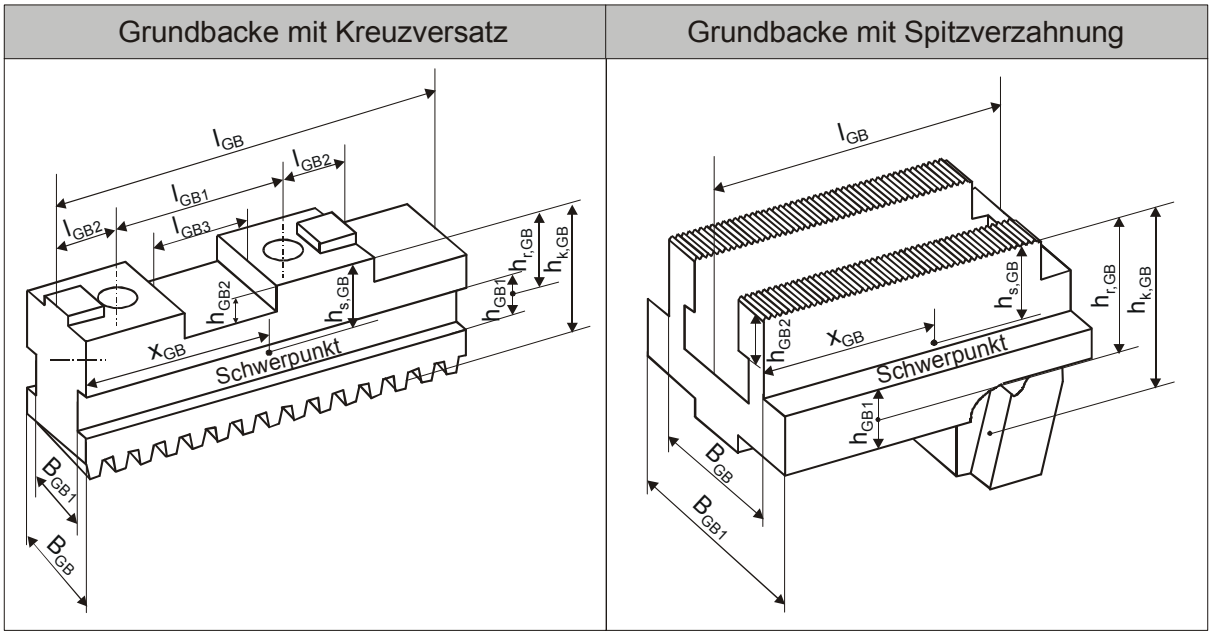


Bild 4-2: *Grundbacken mit Kreuzversatz und Spitzverzahnung*

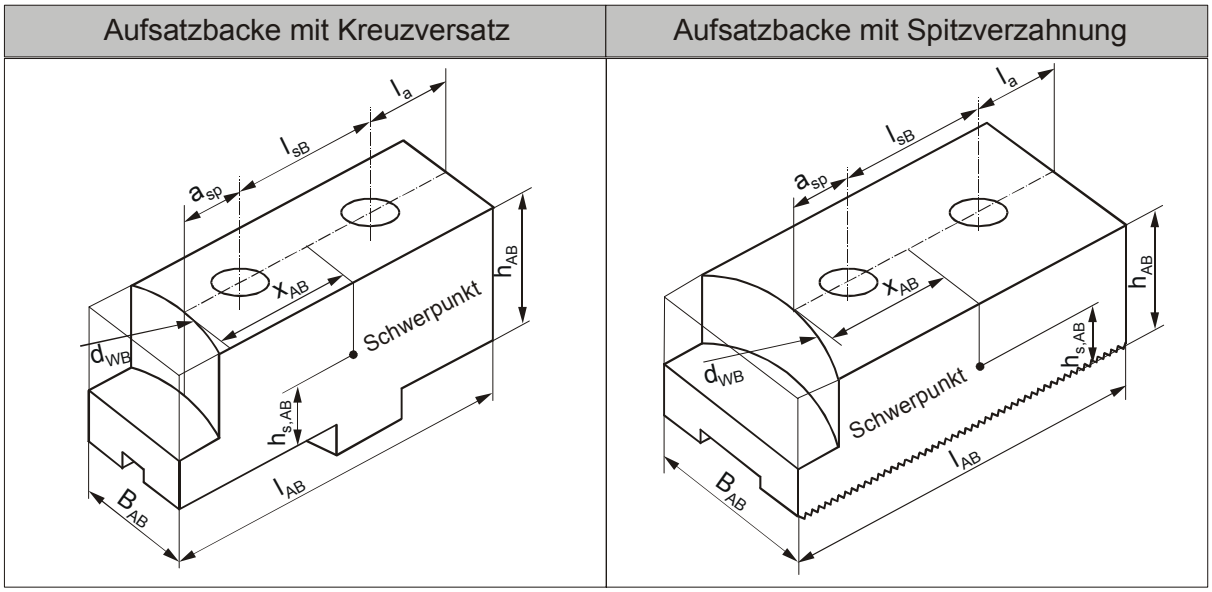


Bild 4-3: *Weiche Aufsatzbacken mit Kreuzversatz und Spitzverzahnung*

Bei handbetätigten Keilstangenfuttern (F-KST-H), kraftbetätigten Keilstangenfuttern mit Backenschnellwechselsystem (F-KST-K-BSW) sowie bei kraftbetätigten Keilflächenfuttern mit Backenschnellwechselsystem (F-KFL-K-BSW) ist die Grundbacke mit Kreuzversatz als Schnittstelle zur Aufsatzbacke ausgestattet. Bei Keilflächenfuttern mit oder ohne Fliehkraftausgleich (F-KFL-K-FLA, F-KFL-K) ist die Grundbacke mit Spitzverzahnung ausgerüstet, **Bild 4-2**. Im Gegensatz zur Spitzverzahnung erfolgt beim Kreuzversatz das Einstellen der Aufsatzbackenposition nicht durch Versetzen der Aufsatzbacke auf der Grundbacke, sondern durch Versetzen der Grundbacke gegenüber dem Futterkörper. Die wichtigen technischen Daten der in den untersuchten Spannfuttern angewendeten Grundbacken sind in **Tabelle 4-2** und **Bild 4-2** dargestellt. Die Spitzverzahnung für Futtergrößen 160 mm und 250 mm ist 1/16″×90° nach DIN 6353 [148].

Futter	Futter-Typ	F-KST-H				F-KFL-K			F-KFL-K-FLA				F-KFL-K-BSW	F-KST-K-BSW	
	Hersteller-Nr.	II	III	I	III	II	I	II	I	III	I	III	I	III	III
	Futtergröße d_F [mm]	160	160	250	250	160	250	250	160	165	250	250	250	185	265
Grundbacke (Bild 4-2)	Backenanschluss	Kreuzversatz				Spitzverzahnung			Spitzverzahnung				Kreuzversatz	Kreuzversatz	
	Grundbackenlänge l_{GB} [mm]	74	74	110	110	55	84	80	54	56	84	82	110	65	104
	Grundbackenbereite B_{GB} [mm]	20	20	26	26	32	45	50	35	35	45	45	26	20	26
	Abstand $h_{k,GB}$ [mm]	24,7	24,7	35	35	28	56	37	44	41	51	55	35	26	35
	Abstand l_{GB1} [mm]	32	32	40	40	---	---	---	---	---	---	---	40	32	40
	Abstand l_{GB2} [mm]	12	12	16	16	---	---	---	---	---	---	---	16	12	16
	Abstand l_{GB3} [mm]	18	18	20	20	---	---	---	---	---	---	---	20	18	20
	Abstand h_{GB1} [mm]	8	8	12	12	16	16	22	22	12	22	14	12	8	12
	Abstand h_{GB2} [mm]	5	5	6	6	8	13,5	12	10	10	13,5	12,5	6	5	6
	Abstand B_{GB1} [mm]	13,6	13,6	15,5	15,5	47	64,8	70	47	48	56,5	61	15,5	11,2	15,5
	Abstand $h_{r,GB}$ [mm]	15	15	21	21	28	29	37	23	22	23	29	21	15	21
	Abstand der Spitzverzahnung [″]	----	----	----	----	1/16	1/16	1/16	1/16	1/16	1/16	1/16	----	----	----
	Befestigungsschrauben	M8	M8	M12	M12	M8	M16	M12	M12	M16	M12	M16	M12	M8	M12
	Masse pro Grundbacke m_{GB} [kg]	0,216	0,218	0,598	0,616	0,41	0,918	1,111	0,446	0,501	0,938	1,159	0,598	0,197	0,582
	Schwerpunktslage in radiale Richtung x_{GB} [mm]	36,5	36,5	56,2	56,2	26,6	44,9	37,5	28,9	30,7	43,9	45,1	56,2	32,8	53,1
	Schwerpunktslage in axiale Richtung $h_{s,GB}$ [mm]	13,2	13,2	17,0	17,0	21,1	26,9	27,1	25,1	25,2	26,7	30,9	17,0	13,5	17,0

Tabelle 4-2: *Technische Daten der untersuchten Grundbacken*

Die üblichen Aufsatzbacken, weiche Backe (WB), harte Backe (HB) sowie Krallenbacke (KB), Kapitel 2.3.3, wurden für jedes untersuchtes Spannfutter ausgewählt, um den Einfluss des Backentyps auf die Spannkraftberechnung zu untersuchen. Im Gegensatz zu den Krallenbacken und harten Backen, die bei der Schruppbearbeitung Anwendung finden, werden die weichen Backen bei der Schlichtbearbeitung angewendet. Die weichen Backen wurden unter Spannkraft auf verschiedene Spanngeometrien bzw. Spannflächendurchmesser und -längen ausgedreht, **Bild 4-3**.

Aufsatzbacke	d_{WB} [mm]	l_{AB} [mm]	B_{AB} [mm]	h_{AB} [mm]	Schrauben	l_{sB} [mm]	l_a [mm]	a_{sp} [mm]	m_{AB} [kg]	x_{AB} [mm]	$h_{s,AB}$ [mm]
WB-K II 160	80	85	20	36,5	M8	32	18	10	0,279	30,7	16,6
WB-K III 160:1	80	85	20	36	M8	32	18	17	0,309	33,5	16,6
WB-K III 160:2	120	85	20	36	M8	32	18	-15,2	0,240	6,8	13,8
WB-K III 160:3	50	85	20	36	M8	32	18	28,5			
WB-K I 250:1	80	125	32	50	M12	40	25,5	40	1,203	52,2	23,7
WB-K I 250:2	120	125	32	50	M12	40	25,5	20,5	1,147	33,3	21,1
WB-K I 250:3	50	125	32	50	M12	40	25,5	53			
WB-K III 250	80	125	30	50	M12	40	25	34	1,017	48,6	23,5
HB-K II 160		61,5	20	32,5	M8	32		16			
HB-K III 160		63	20	32,5	M8	32		16,5	0,209	27,4	12,3
HB-K I 250		91	32	50	M12	40		20,5	0,702	39,8	19,0
HB-K III 250		90	30	50	M12	40		20,5	0,702	39,8	19,0
HB-K III 250Um		90	30	50	M12	40		-20,5	0,702	39,2	19,0
KB-K III 160		60	30	40	M8	32		-8,5	0,372	9,2	13,9
KB-K III 250		85	30	50	M12	40		15	0,572	30,0	16,4
WB-S I 160	80	70	40	40	M12	21,5	15	11,5	0,591	24,3	14,6
WB-S II 160	80	55	26,5	38	M8	15	8,8	16	0,320	18,9	13,2
WB-S III 160	80	70	40	60	M12	21,5	15	14	0,820	25,3	24,5
WB-S I 250:1	80	110	50	50	M16	28	29,5	41	1,838	47,8	20,8
WB-S I 250:2	120	110	50	50	M16	28	29,5	24	1,713	34,5	18,7
WB-S I 250:3	50	110	50	50	M16	28	29,5	43			
WB-S II 250	80	75	36,5	53	M12	19	12	34,5	0,947	32,0	19,5
WB-S III 250	80	120	50	80	M16	28	30	46	2,931	50,2	36,2
HB-S I 160		65	35	44	M12	19	13,5	28	0,542	28,4	13,5
HB-S I 160Um		65	35	44	M12	19	20	-28			
HB-S I 250Hin		100	50	58	M16	25	15	57	1,429	47,3	17,1
HB-S I 250Vor		100	50	58	M16	25	40	32	1,429	41,8	17,1
HB-S III 250Hin		100	50	58	M16	25	15	57	1,429	47,3	17,1
HB-S III 250Vor		100	50	58	M16	25	40	32	1,429	41,8	17,1
KB-S III 160		50	35	50	M12	19	9	4,5			
KB-S III 250		96	50	58	M16	28	13	40			

Tabelle 4-3: *Technische Daten der untersuchten Aufsatzbacken*

Bild 4-4 zeigt die Anwendungsvarianten der harten Aufsatzbacken. Die Nutzung der Stufenseite als Spannfläche durch Drehung der harten Aufsatzbacke ist mit HB-Um gekennzeichnet. Bei der harten Aufsatzbacke mit Spitzverzahnung und drei Befestigungsschraubenachsen könnten die zwei hinteren oder vorderen Schrauben die Aufsatzbacke auf die Grundbacke befestigen, was entsprechend mit HB-Hin und HB-Vor gekennzeichnet ist. In **Tabelle 4-3** sind die technischen Daten der untersuchten Aufsatzbacken dargestellt. Die Kennzeichnung der Aufsatzbacke erfolgt durch Buchstaben vom Backentyp und nachfolgende Herstellernummer und Backengröße, z. B. kennzeichnet WB-K I 250 die weiche Backe von Hersteller I mit Kreuzversatz und Backengröße 250 mm.

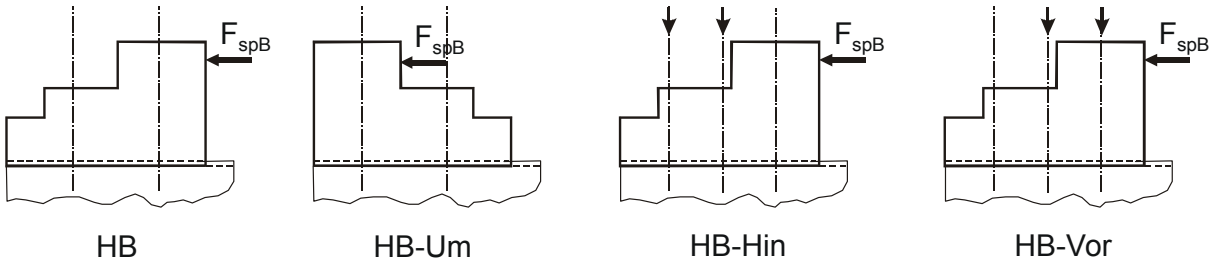


Bild 4-4: *Anwendungsvarianten der harten Aufsatzbacken*

5 Ermittlung der Steifigkeiten von Spannmitteln

5.1 Allgemeines

Die Steifigkeit der Spannmittel hat großen Einfluss auf die Bearbeitungsgenauigkeit, den dynamischen Spannkraftverlauf und auf das übertragbare Kippmoment [17, 112, 123, 126]. Die Entwicklung von Parametern zur Beschreibung der Spannsystemsteifigkeit ist daher von wesentlicher Bedeutung.

Die *Steifigkeit* einer Maschine, einer Baugruppe oder eines Bauteils kennzeichnet das elastische Verformungsverhalten unter Einwirkung von äußeren Kräften und Momenten, bzw. den Widerstand gegen Form- und Lageänderungen [126, 127, 128]. Der Kehrwert der Steifigkeit ist die *Nachgiebigkeit*, die als Verhältnis der Verformung zur Belastung definiert ist. Für verschiedene Belastungs- und Verformungsarten sind entsprechende Steifigkeiten bzw. Nachgiebigkeiten definiert:

$$\text{Verlagerungssteifigkeit } k_v = \frac{\text{Kraft } F}{\text{Verlagerung } w} \ , \tag{5-1}$$

$$\text{Neigungssteifigkeit } k_n = \frac{\text{Kraft } F}{\text{Kippwinkel } \alpha} \ \text{ und} \tag{5-2}$$

$$\text{Kippsteifigkeit } k_k = \frac{\text{Kippmoment } M_k}{\text{Kippwinkel } \alpha} \ . \tag{5-3}$$

Die *Verlagerungssteifigkeit* und die *Neigungssteifigkeit* kennzeichnen die lineare Verlagerung bzw. die Neigung beim Einwirken einer Kraft. Ist der Hebel der wirkenden Kraft bekannt, kann eine *Kippsteifigkeit* als Verhältnis des Kippmomentes zum Kippwinkel definiert werden.

Bei der Bearbeitung eines mit einem Backenfutter gespannten Werkstücks treten an der Spannfläche der Aufsatzbacke die Backenspannkraft F_{spB}, die axiale Kraft F_{aB} und die tangentiale Kraft F_{uB} auf, **Bild 5-1**. Das Verformungsverhalten des Spannsystems wird allgemein über insgesamt neun Verlagerungs- und neun Neigungssteifigkeiten vollständig beschrieben:

$$\begin{pmatrix} \Delta x \\ \Delta y \\ \Delta z \\ \xi \\ \psi \\ \zeta \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} k_{xx}^{-1} & k_{yx}^{-1} & k_{zx}^{-1} \\ k_{xy}^{-1} & k_{yy}^{-1} & k_{zy}^{-1} \\ k_{xz}^{-1} & k_{yz}^{-1} & k_{zz}^{-1} \\ k_{x\xi}^{-1} & k_{y\xi}^{-1} & k_{z\xi}^{-1} \\ k_{x\psi}^{-1} & k_{y\psi}^{-1} & k_{z\psi}^{-1} \\ k_{x\zeta}^{-1} & k_{y\zeta}^{-1} & k_{z\zeta}^{-1} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix} . \tag{5-4}$$

Im Rahmen der Ermittlung der Einflussparameter auf die Spannkraftberechnung sind vor allem die folgenden Verlagerungssteifigkeiten und Neigungssteifigkeiten zu untersuchen:

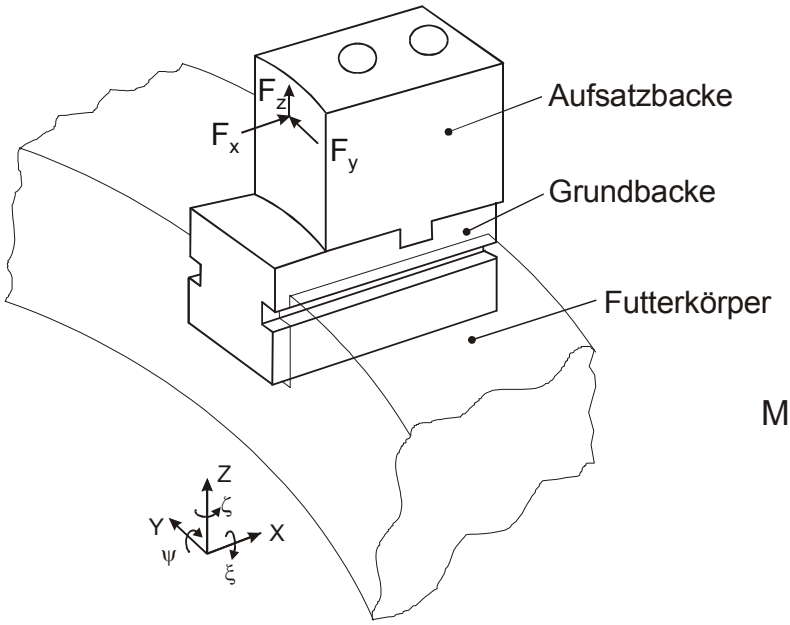


***Bild 5-1**: Kräfte an der Spannfläche der Aufsatzbacke*

- radiale Verlagerungssteifigkeit bei einer radialen Kraft $k_f = k_{xx} = \frac{F_{spB}}{\Delta x}$,
- tangentiale Verlagerungssteifigkeit bei einer tangentialen Kraft $k_t = k_{yy} = \frac{F_{uB}}{\Delta y}$,
- axiale Verlagerungssteifigkeit bei einer axialen Kraft $k_a = k_{zz} = \frac{F_{aB}}{\Delta z}$,
- Neigungssteifigkeit in radialer Richtung bei einer radialen Kraft $k_{nr} = k_{x\xi} = \frac{F_{spB}}{\xi}$ und
- Neigungssteifigkeit in tangentialer Richtung bei einer tangentialen Kraft $k_{nt} = k_{y\psi} = \frac{F_{uB}}{\psi}$.

Von diesen Steifigkeiten haben die radiale Verlagerungssteifigkeit und die Neigungssteifigkeit bei einer radialen Kraft den größten Einfluss auf den dynamischen Spannkraftverlauf.

Der Kraftfluss von der Aufsatzbacke bis in den Futterkörper beim Wirken einer Spannkraft kann als Modell vereinfacht werden, **Bild 5-2.** Die an der Spannstelle infolge der Spannkraft entstehende Verlagerung der Aufsatzbacke setzen sich aus den Einzelverlagerungen von allen an der Kraftübertragung beteiligten Bauteilen, wie Aufsatzbacke, Grundbacke, Spanngetriebe und Futterkörper, sowie den Verlagerungen innerhalb der Verbindungen der Bauteile zusammen.

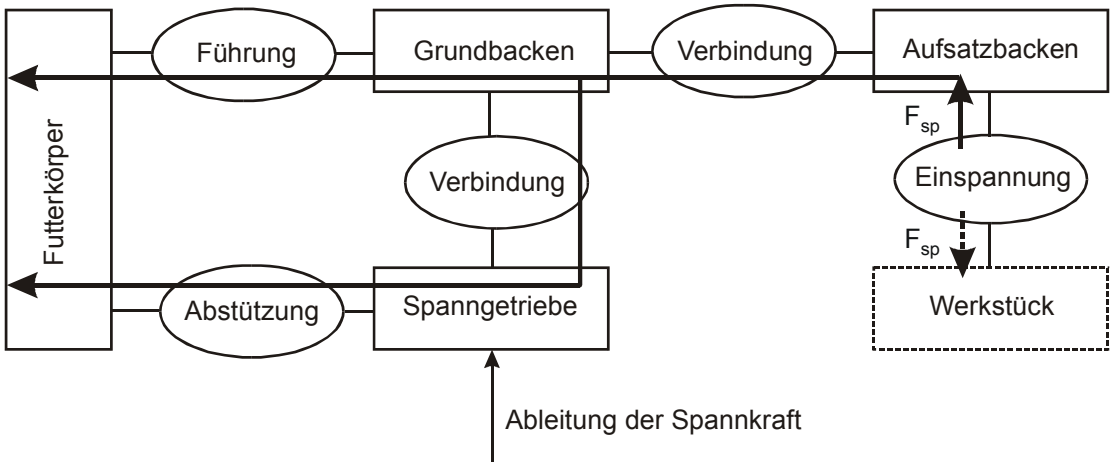


Bild 5-2: *Kraftflussmodell eines Spannfutters*

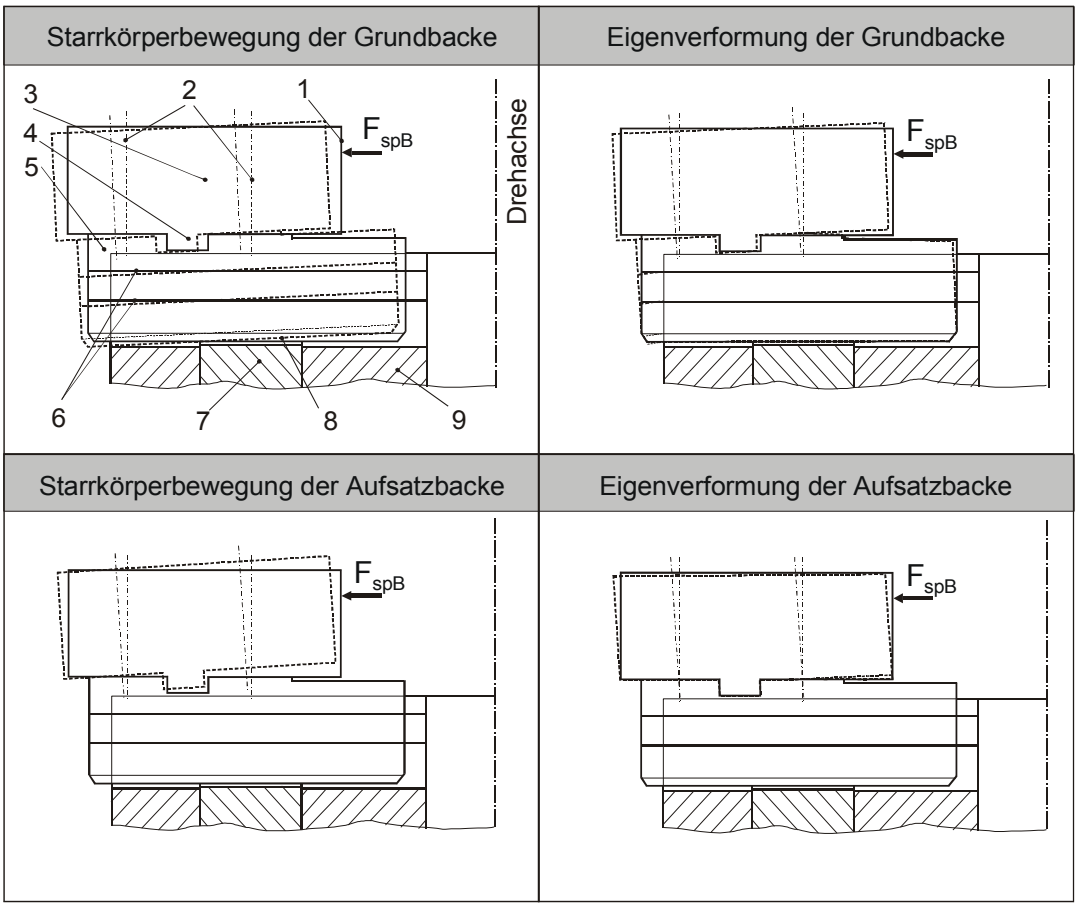


Bild 5-3: *Verformungen am Spannfutter*
(1: Spannfläche, 2: Befestigungsschrauben, 3: Aufsatzbacke, 4:Kreuzversatz, 5: Grundbacke, 6: Backenführungen, 7: Keilstange, 8: Verzahnung, 9: Futterkörper)

Bei der Einspannung eines Werkstücks mit einer bestimmten Spannkraft verformt sich sowohl das Werkstück mit einer radialen Stauchung als auch das Spannmittel mit einer radialen Verlagerung und einer Kippung. Die Verlagerung des Spannmittels an der Spannstelle wird durch die Verformung und Verlagerung der im Kraftfluss liegenden Bauteile und Verbindungen bestimmt und kann in folgende vier Teilverformungen gegliedert werden, **Bild 5-3**:

- die *Starrkörperbewegung der Grundbacke* aufgrund der Verformungen des Getriebesystems und seiner Verbindung zur Grundbacke sowie der Kippungen der Backenführung und des Futterkörpers,
- die *Eigenverformung der Grundbacke*,
- die *Starrkörperbewegung der Aufsatzbacke* aufgrund der Anbindung an der Grundbacke, und
- die *Eigenverformung der Aufsatzbacke*.

Die Starrkörperbewegung und die Eigenverformung der Grundbacke charakterisieren die *Spannfuttersteifigkeit*. Das heißt, die Spannfuttersteifigkeit kennzeichnet die Verformung der Futtereinheit, die aus dem Futterkörper, dem Getriebesystem, den Grundbacken und ihren Verbindungen besteht. Die *Aufsatzbackensteifigkeit* kennzeichnet die Verlagerung der Aufsatzbacke relativ zur Grundbacke, die sich aus der Starrkörperbewegung und der Eigenverformung der Aufsatzbacke zusammensetzt. Da Spannfutter mit verschiedenen, für die jeweilige Bearbeitungsaufgabe angepassten Aufsatzbacken ausgerüstet werden können, müssen die Spannfuttersteifigkeit als spannfutterspezifische Kennzahl und die Spannbackensteifigkeit als aufsatzbackenspezifische Kennzahl untersucht werden, **Bild 5-4**.

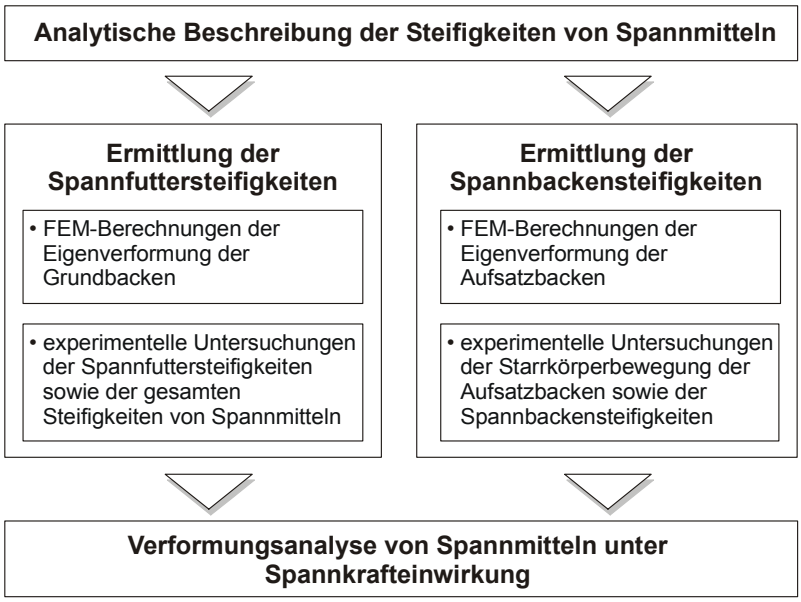


Bild 5-4: *Vorgehensweise der Steifigkeitsuntersuchungen*

Basierend auf dem analytischen Beschreibungsmodell wurden die Spannfutter- und Spannbackensteifigkeiten durch FEM-Berechnungen und experimentelle Untersuchungen ermittelt. Durch FEM-Berechnungen wurden die Eigenverformungen der Aufsatzbacken und Grundbacken bestimmt. Die Ergebnisse sind Grundlage für die Auswahl der Messpositionen bei den experimentellen Untersuchungen. Die experimentell ermittelten Spannfutter- und Spannbackensteifigkeiten dienen zur Ableitung der Steifigkeitsparameter.

5.2 Analytische Beschreibung

Bei unterschiedlichen Spannfuttern, Spannbacken sowie Spannsituationen variieren die im **Bild 5-5** dargestellten geometrischen Abmessungen und sind somit Einflussparameter auf die Steifigkeiten.

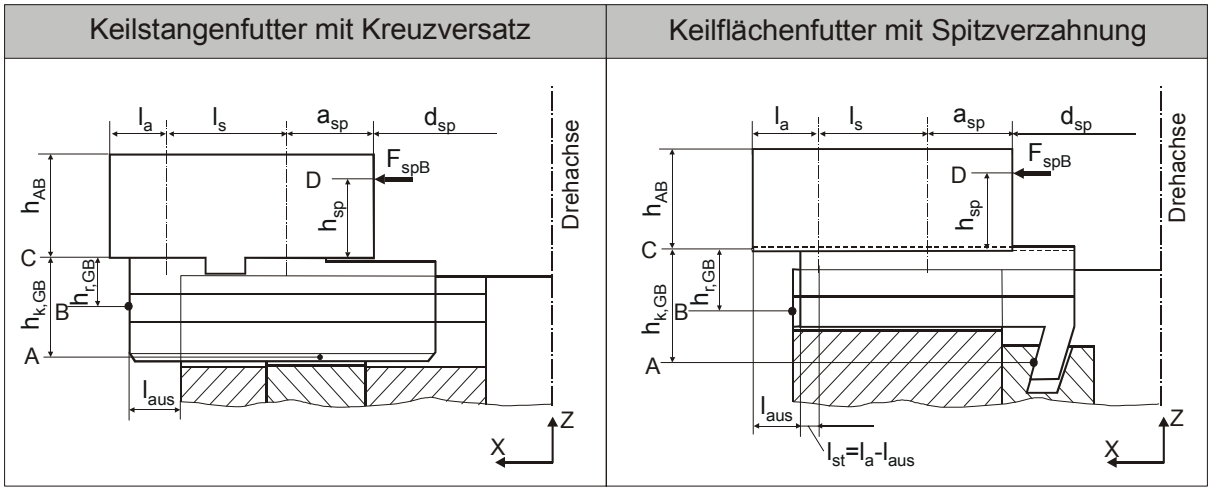


Bild 5-5: *Geometrische Abmessungen*
(A: Druckebene der Grundbacke auf dem Getriebesystem,
B: Mittelebene der oberen und der unteren Backenführung,
C: Verbindungsstelle der Aufsatzbacke zur Grundbacke, E: Spannstelle)

Spannfuttersteifigkeit

Die radiale Spannfuttersteifigkeit und die Spannfutterkippsteifigkeit sind aus der radialen Verlagerung $w_{r,GB}$ und dem Kippwinkel $\alpha_{sp,GB}$ der Grundbacke, die in der Mittelebene der oberen und unteren Backenführung ermittelt werden, definiert, **Bild 5-6**:

$$k_{r,GB} = \frac{F_{spB}}{w_{r,GB}}, \tag{5-5}$$

$$k_{k,GB} = \frac{F_{spB} \cdot \left(h_{sp} + h_{k,GB}\right)}{\alpha_{sp,GB}}. \tag{5-6}$$

Unter Annahme der Verformung als Starrkörperbewegung können die aufgrund der Verformung der Futtereinheit bestehenden Steifigkeiten an der Spannstelle wie folgt berechnet werden:

$$k_{n,GB,sp} = \frac{F_{spB}}{\alpha_{sp,GB}} = \frac{k_{k,GB}}{h_{sp} + h_{k,GB}}, \tag{5-7}$$

$$k_{r,GB,sp} = \frac{F_{spB}}{w_{r,GB} + \alpha_{sp,GB} \cdot \left(h_{sp} + h_{r,GB}\right)} = \frac{1}{\dfrac{1}{k_{r,GB}} + \dfrac{\left(h_{sp} + h_{k,GB}\right) \cdot \left(h_{sp} + h_{r,GB}\right)}{k_{k,GB}}}. \tag{5-8}$$

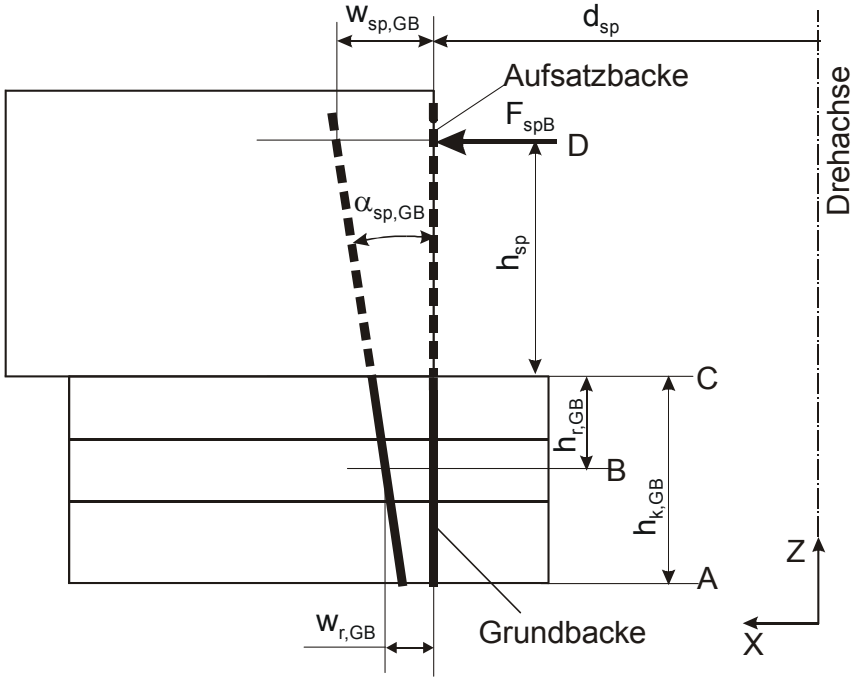
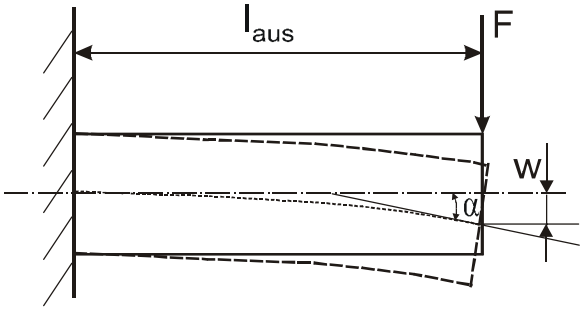


Bild 5-6: *Verlagerung und Kippung der Grundbacke (A,B,C,D: siehe Bild 5-5)*

Beim Spannfutter mit Kreuzversatz sind die Grundbacken gegenüber dem Futterkörper verstellbar, so dass durch die Auskraglänge der Grundbacke aus dem Futterkörper die Spannfuttersteifigkeit beeinflusst wird. Vereinfacht man die Grundbacke zu einem Kragarm mit einem Flächenträgheitsmoment *I* und einer Auskraglänge l_{aus}, **Bild 5-7**, ergibt sich die radiale Verlagerung und der Kippwinkel unter Einwirkung einer radialen Kraft *F* nach:



$$\alpha = \frac{F \cdot l_{aus}^{\,2}}{2 \cdot E \cdot I}, \qquad (5\text{-}9)$$

$$w = \frac{F \cdot l_{aus}^{\,3}}{3 \cdot E \cdot I}. \qquad (5\text{-}10)$$

Der Kippwinkel der Grundbacke nimmt mit der Auskraglänge quadratisch zu:

$$k_{k,GB} = \frac{k_{k,GB0}}{1 + \left(\frac{l_{aus}}{l_{ref,aus}} \right)^2}. \qquad (5\text{-}11)$$

Hierbei ist $k_{k,GB0}$ die grundlegende Spannfutterkippsteifigkeit bei Null-Auskraglänge (l_{aus} = 0) und $l_{ref,aus}$ ein spannfutterspezifischer Parameter, der den Einfluss der

Grundbackenposition auf die Spannfuttersteifigkeit kennzeichnet. Wenn die Auskraglänge der Grundbacke gleich dieser Referenzlänge ist, wird die Spannfutterkippsteifigkeit halbiert.

Beim Spannfutter mit Spitzverzahnung kann der Einfluss der Grundbackenposition auf die Spannfuttersteifigkeit aufgrund des geringen Backenhubs vernachlässigt werden:

$$k_{k,GB} = k_{k,GB0}\,. \tag{5-12}$$

Spannbackensteifigkeit

Die Verformung einer Aufsatzbacke unter Einwirkung der Spannkraft besteht aus dem Teil der Starrkörperbewegung und der Eigenverformung, **Bild 5-8**. Eine Aufsatzbacke kann mit unterschiedlichem Spannabstand h_{sp} bzw. unterschiedlichem Kraftangriffspunkt angewendet werden. Darüber hinaus ist die Aufsatzbacke mit Spitzverzahnung gegenüber der Grundbacke radial verstellbar. Somit ist die Auskraglänge l_{aus} ein variabler Parameter. Zur Beschreibung der Aufsatzbackensteifigkeit sind die an der Spannstelle gemessenen Steifigkeiten mit einem Grundspannabstand h_{AB0} und einer Null-Auskraglänge (l_{aus} = 0) bei der Aufsatzbacke mit Spitzverzahnung als grundlegende radiale Steifigkeit und Kippsteifigkeit definiert:

$$k_{r,AB0} = \left.\frac{F_{spB}}{w_{sp,AB}}\right|_{h_{sp}=h_{AB0}}, \tag{5-13}$$

$$k_{k,AB0} = \left.\frac{F_{spB}\cdot h_{sp}}{\alpha_{sp,AB}}\right|_{h_{sp}=h_{AB0}}. \tag{5-14}$$

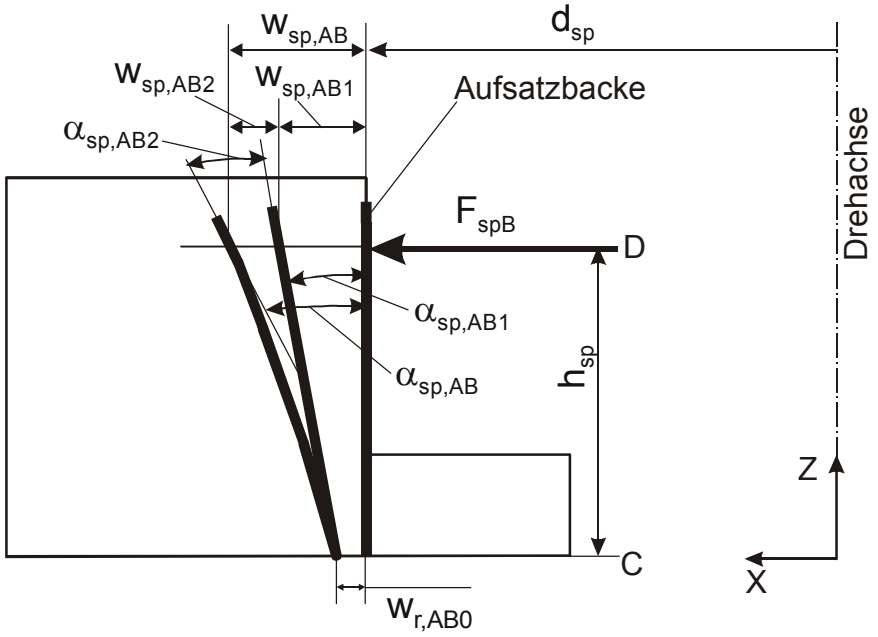


Bild 5-8: *Verformung der Aufsatzbacke (C,D: siehe Bild 5-5)*

Zur Berechnung der Eigenverformung wird die Aufsatzbacke als ein Kragarm mit einem Flächenträgheitsmoment I und einer Auskraglänge h_{sp} angenommen. Die Gesamtnachgiebigkeiten setzen sich dann nach den folgenden Gleichungen zusammen:

$$\frac{1}{k_{n,AB,sp}} = \frac{h_{sp}}{k_{k,AB,starr}} + \frac{{h_{sp}}^2}{2 \cdot E \cdot I}, \tag{5-15}$$

$$\frac{1}{k_{r,AB,sp}} = \frac{1}{k_{r,AB,starr}} + \frac{{h_{sp}}^2}{k_{k,AB,starr}} + \frac{{h_{sp}}^3}{3 \cdot E \cdot I}. \tag{5-16}$$

Durch Definition eines aufsatzbackenspezifischen Parameters

$$h_{ref,AB} = \frac{2 \cdot E \cdot I}{k_{k,AB,starr}}, \tag{5-17}$$

der den Einfluss des Spannabstandes auf die Spannbackensteifigkeit kennzeichnet, sind die Spannbackensteifigkeiten bei einem beliebigen Spannabstand h_{sp} aus den grundlegenden Steifigkeiten $k_{r,AB0}$ und $k_{k,\mathrm{AB0}}$ abzuleiten:

$$k_{n,AB,sp} = \frac{1}{\frac{h_{sp}}{k_{k,AB0}} \cdot \left(\frac{1 + \frac{h_{sp}}{h_{ref,AB}}}{1 + \frac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}} \right)} \text{ und} \tag{5-18}$$

$$k_{r,AB,sp} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,AB0}} + \frac{{h_{sp}}^2}{k_{k,AB0}} \cdot \left(\frac{1 + \frac{2 \cdot h_{sp}}{3 \cdot h_{ref,AB}}}{1 + \frac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}} \right) - \frac{{h_{AB0}}^2}{k_{k,AB0}} \cdot \left(\frac{1 + \frac{2 \cdot h_{AB0}}{3 \cdot h_{ref,AB}}}{1 + \frac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}} \right)}. \tag{5-19}$$

Bei der Aufsatzbacke mit Spitzverzahnung wird die radiale Position der Aufsatzbacke mit dem Abstand zwischen dem letzten tragenden Zahn und der äußeren Befestigungsschraubenachse l_{st} bzw. der Auskraglänge l_{aus} definiert. Wie die Verstellung der radialen Position der Grundbacke mit Kreuzversatz relativ zum Futterkörper, wird der Einfluss der Position der Aufsatzbacke mit Spitzverzahnung auf deren Kippung mit einer Referenzauskraglänge $l_{ref,aus}$ beschrieben. Die Spannbackensteifigkeiten an der Spannstelle ergeben sich dann nach:

$$k_{n,AB,sp} = \frac{1}{\frac{h_{sp}}{k_{k,AB0}} \cdot \left(\frac{1 + \frac{h_{sp}}{h_{ref,AB}} + \left(\frac{l_{aus}}{l_{ref,aus}} \right)^2}{1 + \frac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}} \right)} \text{ und} \tag{5-20}$$

$$k_{r,AB,sp} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,AB0}} + \frac{h_{sp}^{\,2}}{k_{k,AB0}} \cdot \left(\frac{1 + \frac{2 \cdot h_{sp}}{3 \cdot h_{ref,AB}} + \left(\frac{l_{aus}}{l_{ref,aus}} \right)^2}{1 + \frac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}} \right) - \frac{h_{AB0}^{\,2}}{k_{k,AB0}} \cdot \left(\frac{1 + \frac{2 \cdot h_{AB0}}{3 \cdot h_{ref,AB}}}{1 + \frac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}} \right)}}. \quad (5\text{-}21)$$

Wenn die Auskraglänge der Aufsatzbacke gleich der Referenzlänge ist, wird die Kippsteifigkeit der Ausatzbackenstarrkörperbewegung halbiert.

Gesamtsteifigkeit des Spannmittels

Die Gesamtsteifigkeit des Spannmittels setzt sich aus der Spannfutter- und Spannbackensteifigkeit durch Hintereinanderschaltung nach folgenden Gleichungen zusammen:

$$k_{n,sp,sp} = \left(k_{n,GB,sp}^{\;-1} + k_{n,AB,sp}^{\;-1} \right)^{-1}, \quad (5\text{-}22)$$

$$k_{r,sp,sp} = \left(k_{r,GB,sp}^{\;-1} + k_{r,AB,sp}^{\;-1} \right)^{-1}. \quad (5\text{-}23)$$

5.3 Ermittlung der Spannfuttersteifigkeiten unter Spannkrafteinwirkung

5.3.1 3D-FEM-Modelle der Grundbacken

Neben den experimentellen Untersuchungen wurden 3D-FEM-Modelle der Grundbacken zur Berechnung der Eigenverformungen aufgebaut, **Bild 5-9**. Die Simulation erfolgte mit dem Finite-Elemente-Programm Marc K6.2 mit dem Pre-/Postprozessor Mentat II V2.3 der Fa. Marc Analysis Research Corporation, Palo Alto, USA. Das Programm ist sowohl für lineare als auch nichtlineare Berechnungen statischer und dynamischer Systeme ausgelegt. Dabei ist es insbesondere für die Berechnung von Beanspruchungen und Verlagerungen innerhalb einer belasteten Struktur sowie in der Kontaktzone zwischen zwei Strukturen geeignet [94, 164, 165].

Die Finite-Elemente-Methode ist ein diskretes Näherungsverfahren für mathematische Formulierung von komplexen physikalischen Problemen. Sie beruht auf dem Gedanken, ein beliebig gestaltetes Kontinuum in einfach berandete und endlich große Elemente aufzuteilen. Für jedes dieser Elemente werden Näherungsansätze formuliert, welche die gesuchten Zustandgrößen, wie z.B. die Verschiebungen, Spannungen und Temperaturen, beschreiben [127]. Die Elemente werden in den Knotenpunkten zu einem Gesamtsystem bzw. einem Strukturmodell verknüpft. Durch die Überlagerung der Elementsteifigkeitsmatrizen zur Gesamtsteifigkeitsmatrix und die nachfolgende Lösung des Gleichungssystems unter Berücksichtigung der äußeren Belastungen, der geometrischen Randbedingungen wie Einspannbedingungen und Verknüpfungsbedingungen sind die Deformation und Spannung jedes Knotens zu berechnen. Einen entscheidenden Einfluss auf die Qualität des Rechenmodells ha-

ben die Vernetzung des Modells sowie die Festlegung der Rand- und Nebenbedingungen. Das Strukturmodell der Grundbacke wurde aus räumlichen Hexaederelementen mit acht Knoten aufgebaut. Die Modellierung des Werkstoffverhaltens erfolgt linear-elastisch.

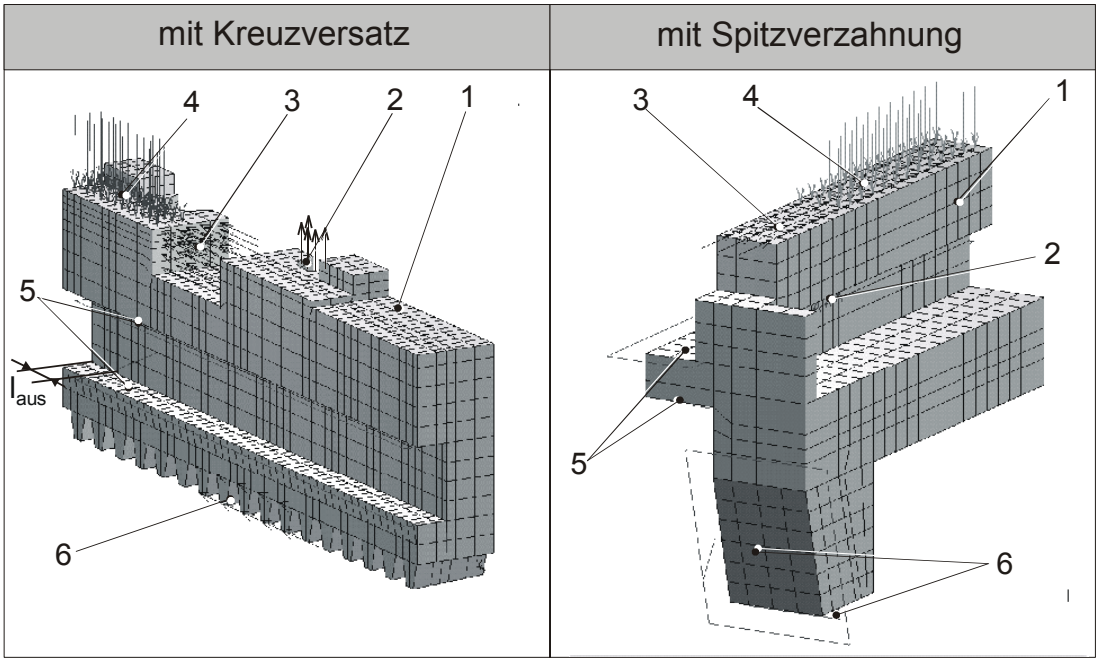


Bild 5-9: *3D-FEM-modelle der Grundbacken*
(1: Grundbacke, 2: axiale Kraft über die innere Befestigungsschraube,
3: radiale Kraft über Kreuzversatz oder Spitzverzahnung,
4: axiale Kraft in der Kontaktfläche, 5: Backenführungen,
6: radiale Festlegung der Grundbacke über die Verzahnungen oder Keilflächen)

Die Backenspannkraft verursacht an der Grundbacke eine radiale Kraft und ein Kippmoment. Die radiale Kraft wird über den Kreuzversatz oder die Spitzverzahnung auf die Grundbacke übertragen. Im FEM-Modell wurde dies als eine Flächenlast (3) auf der inneren Fläche des Kreuzversatzes bzw. auf der ganzen Kontaktfläche der Spitzverzahnung simuliert. Das Kippmoment wurde mit zwei axialen Kräften simuliert. Eine der axialen Kräfte (2) wirkt auf die Grundbacke über die innere Befestigungsschraube und die andere axiale Kraft (4) drückt die Grundbacke auf der äußeren Kontaktfläche. In radialer Richtung wurde die Grundbacke an den Verzahnungen oder den Keilflächen der Grundbacke fixiert. Durch dieses Festlager und die Backenführungen des Futterkörpers lagen die sechs Freiheitsgrade der Grundbacken fest. Als Berechnungsergebnisse wurden die Verlagerungen und Kippungen der äußeren Seite der Grundbacke sowie die der Mittelebene der Backenführungen gemessen, **Bild 5-10**.

Bei verschiedenen Spannsituationen mit unterschiedlichen Spanndurchmessern und Spannlängen verändern sich die folgenden Parameter eines Spannfutters:

- Höhe des Angriffpunktes der Spannkraft h_{sp} (Spannabstand zwischen Spannstelle und Kontaktebene der Aufsatzbacke und Grundbacke),

- radiale Position der Grundbacke mit Kreuzversatz auf dem Futterkörper oder radiale Position der Aufsatzbacken auf der Grundbacke mit Spitzverzahnung.

Die Spannfuttersteifigkeiten wurden somit bei verschiedenen Spannabständen und radialen Positionen der Aufsatzbacke oder der Grundbacke durch FEM-Berechnungen und experimentelle Untersuchungen bestimmt.

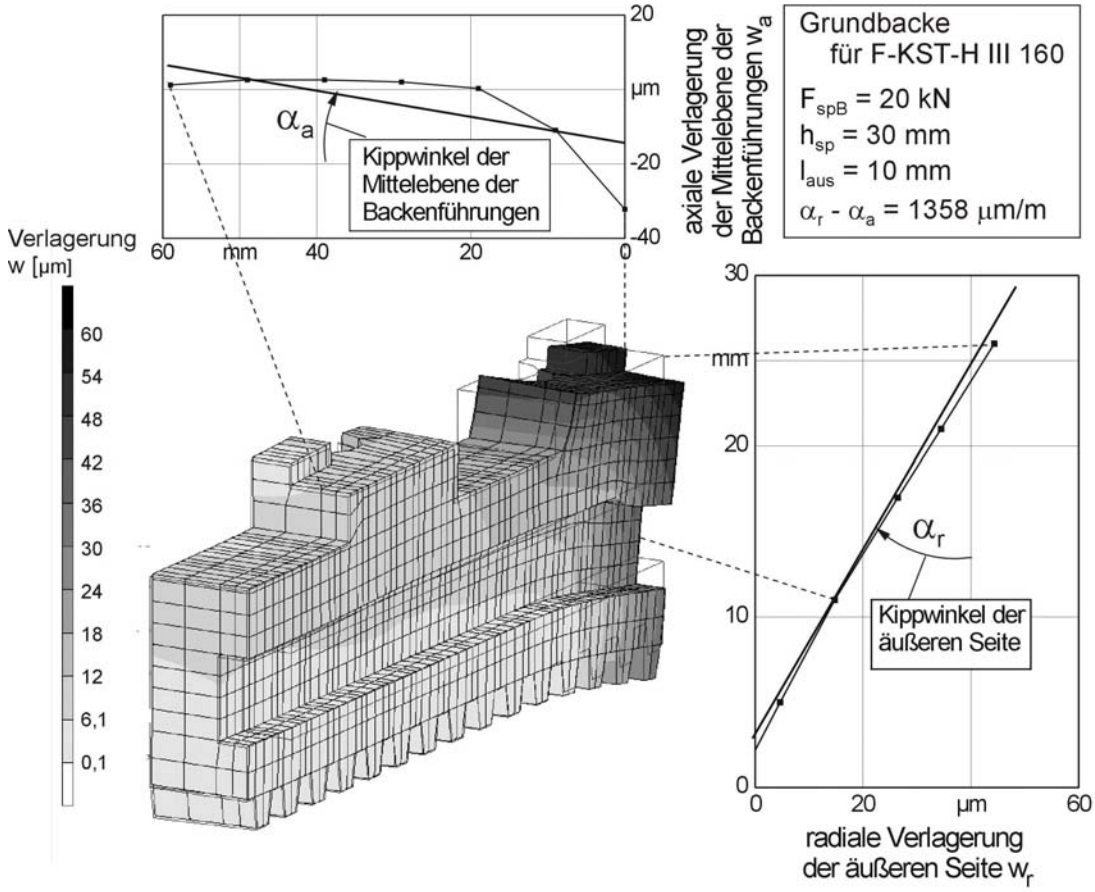


Bild 5-10: *Berechnete deformierte Struktur einer Grundbacke mit Kreuzversatz*

5.3.2 Versuchsstand zur Ermittlung der Spannfuttersteifigkeit

Zum Messen der Spannfuttersteifigkeiten sowie der Gesamtsteifigkeiten der Spannmittel wurde ein Versuchsstand aufgebaut, **Bild 5-11**. Um die Spannkraft in gleichen Teilen auf die drei Spannbacken schrittweise einzuleiten, wurde ein handbetätigtes Dreibackenfutter mit einem Außendurchmesser von 250 mm und einer maximalen Spannkraft von 160 kN verwendet. Die Backenausrüstung war für Messzwecke entsprechend modifiziert, **Bild 5-12**. Die Befestigung des kraftgebenden Spannfutters erfolgte über einen Zwischenflansch auf einem Tisch. Die Messung der eingeleiteten radialen Backenspannkraft erfolgte über eine in einer ungeteilten Spannbacke integrierte Kraftmessdose auf Basis der DMS-Vollbrücke, Bild 5-12. Die Anordnung der DMS-Brücke und die entsprechende Schaltung mit vier aktiv messenden DMS bewirkt sowohl eine Biegungs- und Temperaturkompensation als auch ein maximal mögliches Messsignal [19, 123]. Vor Beginn der Messungen wurde die Kraftmessdo-

se mit Hilfe eines Kraftaufnehmers Typ C9B der Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt [161] (Messbereich 20 kN, Messgenauigkeit 0,5 %) kalibriert. Die Messgenauigkeit der Kraftmessdose beträgt ±500 N bzw. ±1 % bezogen auf den maximalen Messwert 50 kN.

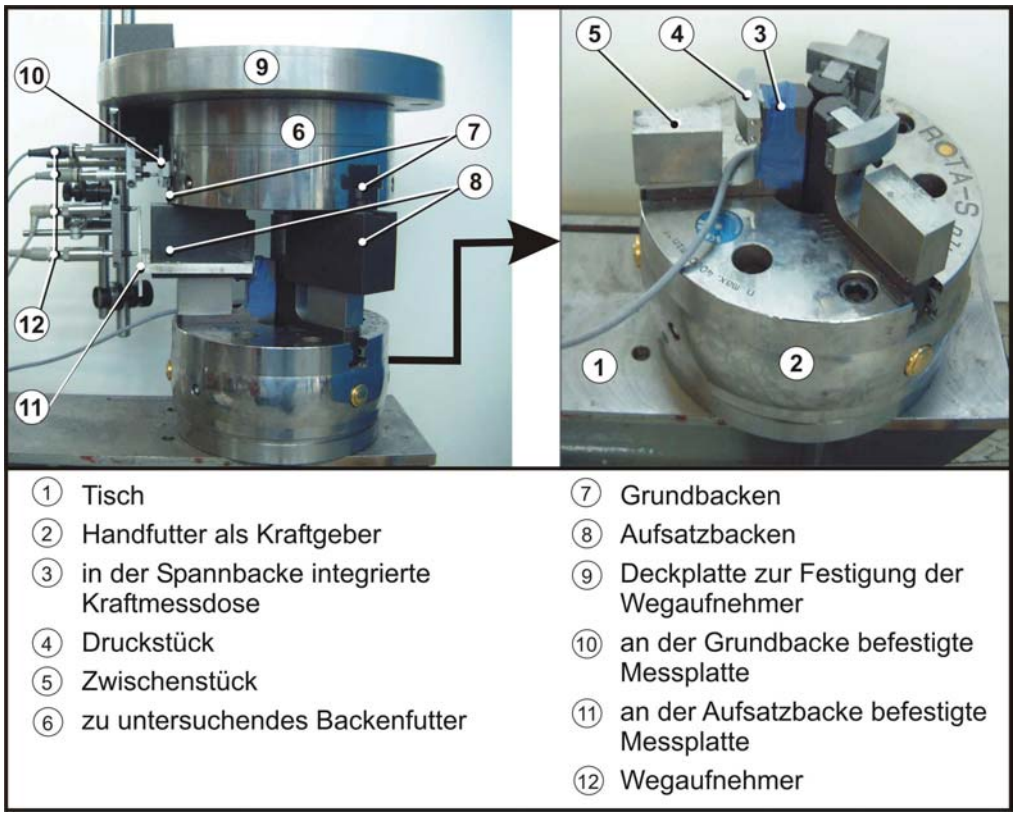


Bild 5-11: *Versuchsstand zur Ermittlung der Spannfuttersteifigkeit*

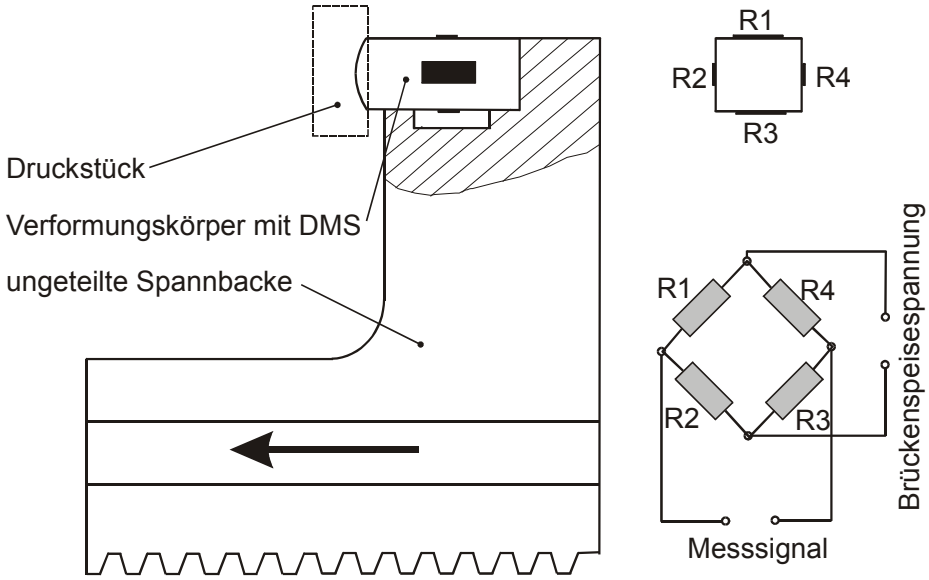
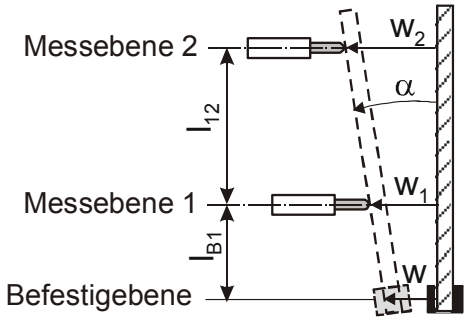


Bild 5-12: *Kraftmessdose zur Ermittlung der Spannkraft*

Für die Durchführung der Messungen wurde das zu untersuchende Dreibackenfutter umgekehrt auf das Kraftgeberfutter gelegt. Die drei Backen des Spannfutters werden

auf die drei Backen des Kraftgeberfutters ausgerichtet. Durch Verstellung der radialen Position der Spannbacken des Kraftgeberfutters und Einlegung von Druckstücken können die Spanndurchmesser zwischen 80 mm und 250 mm erreicht werden. Zur Untersuchung des Einflusses des Spannabstandes auf die Spannfuttersteifigkeit ist die Höhe des Angriffpunktes über die Zwischenstücken verstellbar. Durch Betätigung des kraftgebenden Spannfutters bewegen sich dessen Spannbacken nach außen und drücken über Druckstücke radial auf die Aufsatzbacken des zu untersuchendes Spannfutters. Das Druckstück ist über eine Kugelkalotte drehbar mit dem Verformungskörper verbunden, so dass es den Bewegungen der Spannfläche folgen kann.

Zur Messung der Verlagerungen sind zwei Messplatten an der Spannstelle der Aufsatzbacke und in Höhe der Backenführung der Grundbacke befestigt. Um die Kippung der Grundbacke und der Aufsatzbacke berechnen zu können, wurden die Verlagerungen auf jeder Messplatte in zwei Ebenen erfasst, **Bild 5-13**. Die Messung der Verlagerungen erfolgte mit induktiven, berührenden Wegaufnehmern von Typ W1T3 der Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt [162]. Ihre Auflösung beträgt 1 µm bei einem Messbereich ±1 mm.



$$\alpha = \frac{w_2 - w_1}{l_{12}}$$

$$w = \frac{w_1 \cdot (l_{12} + l_{B1}) - w_2 \cdot l_{B1}}{l_{12}}$$

Bild 5-13: *Berechnung der Verformung an der Befestigebene*

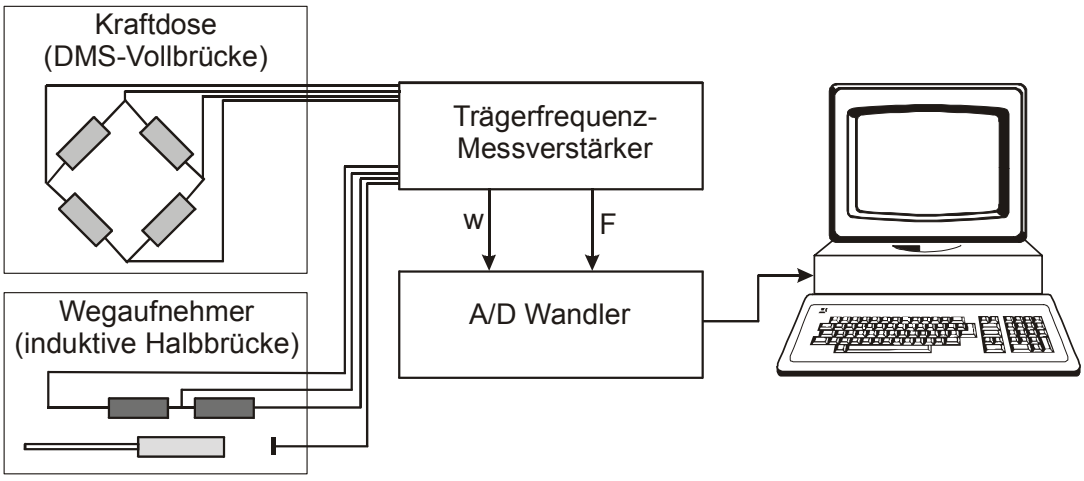


Bild 5-14*: Messkette zur Erfassung der Sensorsignale*

Sowohl die Kraftmessdose als auch die Wegsensoren wurden an einen Trägerfrequenz-Messverstärker für ohmsche und induktive Signalaufnehmer angeschlossen

[163], **Bild 5-14**. Das analoge Ausgangssignal des Messverstärkers wurde mit Hilfe einer 12-bit-A/D-Wandlerkarte digitalisiert. Zur Messdatenerfassung und -speicherung wurde die Wandlerkarte über eine grafische Oberfläche der Messsoftware Dasylab V3 [157] der Fa. Datalog, Mönchengladbach, programmiert. Die als ASCII-Dateien zur Verfügung stehenden Messwerte wurden anschließend mit Hilfe des Programms Origin V6 [166] der Fa. Microcal Software, Northampton, ausgewertet und dargestellt.

Vor der Messwerterfassung wurde das zu untersuchende Spannfutter mehrmals belastet, um den Einfluss des Spieles im Spanngetriebe auszuschalten [126]. Dann wurde die Spannkraft kontinuierlich gesteigert. Im **Bild 5-15** sind beispielhaft die ermittelten Verlagerungen und Kippwinkel dargestellt. Der Unterschied zwischen den Verläufen bei der Zunahme und Abnahme der radialen Kraft ist auf das Hystereseverhalten des belasteten Systems zurückzuführen. Nachdem die Fugen im Kraftfluss geschlossen sind, ist der Kurvenverlauf bei höheren Belastungen linear. Aus der Steigung kann die entsprechende Nachgiebigkeit bzw. Steifigkeit berechnet werden. Soweit nichts anderes angegeben ist, sind die Steifigkeiten bei zunehmenden Belastungen oberhalb 10 kN ermittelt worden. Die experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit erfolgten nach Maßgabe der DIN 1319 [140, 141, 142, 143]. Sofern nicht anders angegeben, stellen die Messergebnisse den Mittelwert aus fünf Messreihen dar.

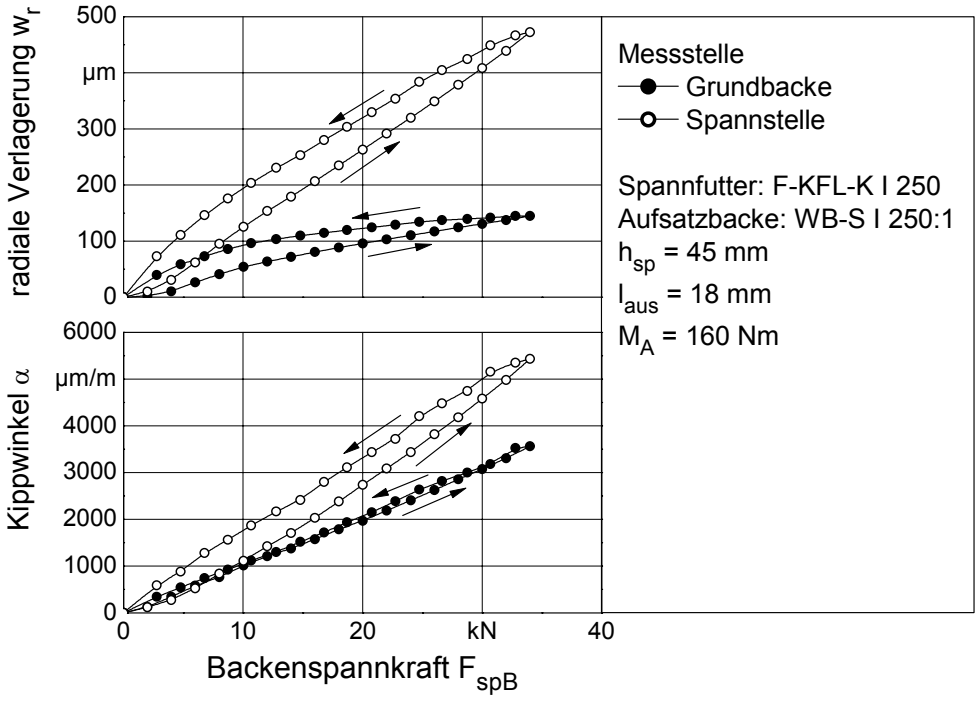


Bild 5-15: *Verlauf der radialen Verlagerungen und der Kippwinkel*

Über die auf der Aufsatzbacke befestigte Messplatte wurden die radiale Verlagerung und der Kippwinkel der Aufsatzbacke an der Spannstelle ermittelt und daraus die Gesamtsteifigkeit des Spannfutters berechnet. Die radiale Verlagerung und der Kippwinkel der Grundbacke wurden über die auf der äußeren Seite der Grundbacke

befestigte Messplatte ermittelt. Die Differenz des Kippwinkels der äußeren Seite und des der Backenführungen wird mit Hilfe des erstellten FE-Modells der Grundbacke berechnet, Bild 5-10.

5.3.3 Untersuchungsergebnisse

Die Spannfuttersteifigkeitsparameter können aus den experimentell und mit Hilfe der FEM ermittelten Ergebnissen mit Hilfe der Gleichungen (5-5), (5-6) und (5-11) bestimmt werden. Die Parameter $k_{r,GB}$ und $k_{k,GB0}$ bezeichnen die radiale Steifigkeit und die grundlegende Kippsteifigkeit des Spannfutters. Der Einfluss der Auskraglänge der Grundbacke mit Kreuzversatz l_{aus} wird mit der Referenzlänge $l_{ref,aus}$ charakterisiert. Zur Bestimmung dieser Referenzlänge sind die Spannfuttersteifigkeiten mit verschiedenen Auskraglängen zu messen und mit Gleichung (5-11) anzupassen. Die ermittelten Steifigkeitsparameter der untersuchten Spannfutter sind in **Tabelle 5-1** dargestellt.

Spannfutter	Steifigkeitsparameter				
	$k_{r,GB}$ [N/µm]	$k_{k,GB0}$ [Nm/(µm/m)]	$h_{k,GB}$ [mm]	$h_{r,GB}$ [mm]	$l_{ref,aus}$ [mm]
F-KST-H II 160	143	0,683	24,7	15	12
F-KST-H III 160	144	0,588	24,7	15	14,6
F-KST-H I 250	241	1,78	35	21	16,9
F-KST-H III 250	220	2,0	35	21	15
F-KFL-K II 160	340	0,284	28	28	----
F-KFL-K I 250	295	1,27	56	29	----
F-KFL-K II 250	370	0,858	37	37	----
F-KFL-K-FLA I 160	167	0,50	44	23	----
F-KFL-K-FLA III 165	271	0,468	41	22	----
F-KFL-K-FLA I 250	279	1,34	47	23	----
F-KFL-K-FLA III 250	450	2,03	55	29	----
F-KFL-K-BSW I 250	133	1,85	35	21	16
F-KST-K-BSW III 185	125	0,644	26	15	14,3
F-KST-K-BSW III 265	176	2,2	35	21	14,8

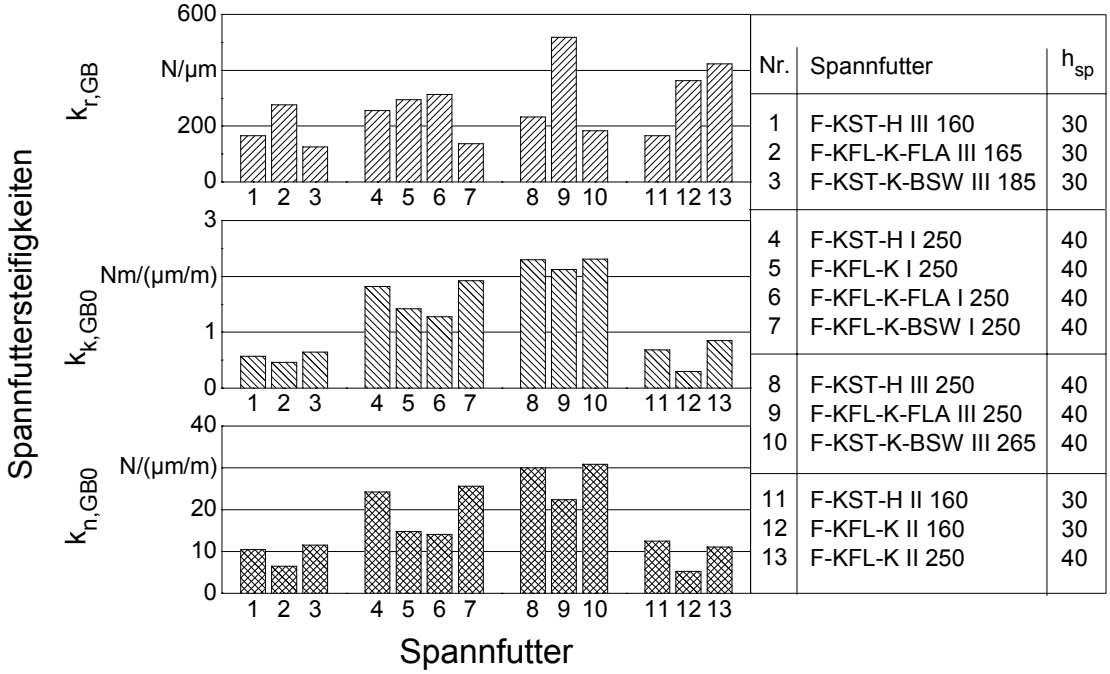
Tabelle 5-1: *Ermittelte Steifigkeitsparameter der untersuchten Spannfutter*

Einfluss der Futterbauart und -größe

Die ermittelten Steifigkeiten der untersuchten Spannfutter sind vergleichend in **Bild 5-16** zusammengestellt. Die Messungen wurden mit entsprechenden weichen Aufsatzbacken und bei Null-Auskraglänge durchgeführt.

Ein Vergleich der Spannfuttersteifigkeiten zeigt, dass Keilflächenfutter eine größere radiale Steifigkeit jedoch eine geringere Kippsteifigkeit bzw. Neigungssteifigkeit als die Keilstangenfutter aufweisen (vergleiche Bild 5-16 Nr. 1 und 2, Nr. 2 und 3, Nr. 4 und 5, Nr. 8 und 9, Nr. 9 und 10 sowie Nr. 11 und 12). Die geringere Kippsteifigkeit

des Keilflächenfutters wird durch die kürzere Backenführungslänge bedingt. Beispielsweise hat das Keilstangenfutter F-KST-H I 250 eine Backenführungslänge von 90 mm. Die Backenführungslänge des Keilflächenfutters F-KFL-K I 250 beträgt nur 66 mm. Dadurch erreicht die Kippsteifigkeit vom Spannfutter F-KFL-K I 250 nur ca. 78 % der vom Futter F-KST-H I 250.



Nr.	Spannfutter	h_{sp}
1	F-KST-H III 160	30
2	F-KFL-K-FLA III 165	30
3	F-KST-K-BSW III 185	30
4	F-KST-H I 250	40
5	F-KFL-K I 250	40
6	F-KFL-K-FLA I 250	40
7	F-KFL-K-BSW I 250	40
8	F-KST-H III 250	40
9	F-KFL-K-FLA III 250	40
10	F-KST-K-BSW III 265	40
11	F-KST-H II 160	30
12	F-KFL-K II 160	30
13	F-KFL-K II 250	40

Bild 5-16: *Spannfuttersteifigkeiten*

Beim Keilflächenfutter erfolgt die Verbindung der Grundbacke mit dem Spanngetriebe über eine Keilfläche, wodurch eine größere Kontaktfläche als bei der Verbindung über die Verzahnungen beim Keilstangenfutter erreicht wird. Die größere Kontaktfläche bedingt eine größere radiale Steifigkeit beim Keilflächenfutter. Die experimentellen Ermittlungen der radialen Spannfuttersteifigkeiten von Keilstangenfuttern ergaben Steifigkeiten von 40 % - 80 % im Vergleich zum Keilflächenfutter.

Nach WARNECKE [126] kann die radiale Steifigkeit der Verzahnung der Grundbacke mit dem Spanngetriebe von Keilstangenfuttern wie folgt angenähert berechnet werden:

$$k_{r,GB} = \frac{E \cdot s_v}{28 \cdot 10^6 \cdot h_v} \cdot b_v^{\,0,5} \cdot z^{0,5} \qquad (5\text{-}24)$$

Zum Erreichen einer möglichst hohen Steifigkeit muss ein möglichst dicker niedriger Zahn gewährt werden. Beim Keilflächenfutter bedingen die Kontaktverformung der Keilfläche und die Verformung der Keilhacke die radiale Steifigkeit. Zur Erhöhung der Futtersteifigkeit sind eine möglichst dicke niedrige Keilhacke und eine möglichst große Kontaktfläche zu konstruieren.

Beim kraftbetätigten Keilstangenfutter mit Backenschnellwechselsystem erfolgt der Schnellwechsel der Grundbacke über den in der Keilstange integrierten und radial

bewegbaren Verzahnungsteil. Das heißt, im Vergleich zum Keilstangenfutter ohne Backenschnellwechselsystem hat das Keilstangenfutter mit Backenschnellwechselsystem eine Kontaktverbindung mehr im Kraftfluss und daher eine geringere radiale Steifigkeit. Beispielsweise ist die radiale Spannfuttersteifigkeit des Spannfutters F-KST-K-BSW III 265 um 21 % geringer als die des Futters F-KST-H III 250.

Der Unterschied der Spannfuttersteifigkeit beim Keilflächenfutter mit und ohne Fliehkraftausgleich ist relativ gering, da die Verbindung der Grundbacken mit dem Futterkolben und mit dem Futterkörper bei beiden Futtertypen gleich ist (vergleiche F-KFL-K I 250 und F-KFL-K-FLA I 250).

Die gemessene radiale Spannfuttersteifigkeit des Keilflächenfutters mit Backenschnellwechselsystem F-KFL-K-BSW I 250 beträgt nur 54 % der Steifigkeit des Keilflächenfutters ohne Backenschnellwechselsystem F-KFL-K I 250. Das Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem hat eine geringere radiale Futtersteifigkeit, da hier mehrere Bauelemente im Kraftfluss hintereinander geschaltet sind. Beim Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem befinden sich die vier Bauelemente – Grundbacke, Verzahnungsteil, Antriebsbacke und Futterkolben – im Kraftfluss. Beim Keilflächenfutter ohne Backenschnellwechselsystem sind dagegen nur die Grundbacke und der Futterkolben im Kraftfluss.

Die Abhängigkeit der Spannfuttersteifigkeit von der Futtergröße ist theoretisch bei geometrischer Ähnlichkeit und gleichem Werkstoff ein proportionales Verhältnis zu erwarten [126]. Jedoch wurde ein großer Unterschied der Futtersteifigkeiten der von unterschiedlichen Herstellern gelieferten Spannfutter infolge ihrer unterschiedlichen konstruktiven Gestaltung ermittelt. Bei Keilflächenfuttern mit großer Bohrung (F-KFL-K I 160 und F-KFL-K I 250) greifen die Keilflächen des Futterkolbens symmetrisch in der Mitte der Backe, so dass eine größere radiale Futtersteifigkeit erreicht wird. Anderseits beschränkt die große Bohrung die Backenführungslänge und bedingt dadurch eine geringere Kippsteifigkeit.

Einfluss des Spannabstands h_{sp}

Aus den in **Bild 5-17** gezeigten Spannfuttersteifigkeiten erkennt man, dass die Auswirkungen des Spannabstandes auf die radiale Spannfuttersteifigkeit und Spannfutterkippsteifigkeit sehr gering sind. Die geringen Abweichungen der Steifigkeiten von weniger als $\pm$10 % sind damit zu begründen, dass die geführte Länge der Grundbacke sowie die Verbindungssituation der Grundbacke mit dem Spanngetriebe bei unterschiedlichem Spannabstand nicht geändert wird. Die dennoch vorhandenen Abweichungen der Steifigkeiten ist auf die unterschiedlichen Eigenverformungen der Grundbacke und auf den nicht vollständig auszuschließenden Einfluss des Kippens auf die gemessene radiale Steifigkeit zurückzuführen. Um das analytische Beschreibungsmodell der Spannfuttersteifigkeit zu vereinfachen, kann der geringe Einfluss des Spannabstandes vernachlässigt werden. Somit können die radiale Spannfuttersteifigkeit $k_{r,GB}$ und die grundlegende Spannfutterkippsteifigkeit bei Null-Auskraglänge

$k_{k,GB0}$ als spannfutterspezifische konstante Parameter definiert werden. Die in Tabelle 5-1 gegebenen Steifigkeitsparameter sind die Durchschnittwerte bei unterschiedenen Spannabständen.

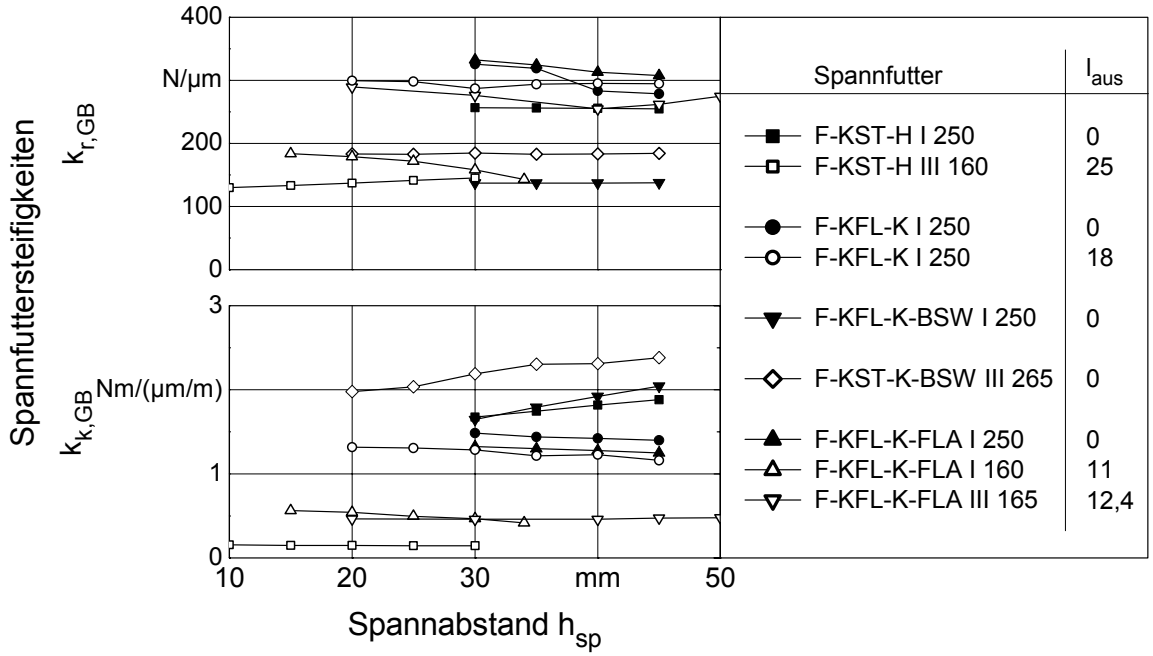


Bild 5-17: *Einfluss des Spannabstandes auf die Spannfuttersteifigkeiten*

Einfluss der radialen Position der Grundbacke beim Keilstangenfutter

Die Spannfutterkippsteifigkeiten von Keilstangenfuttern sind infolge der längeren Backenführungslänge im allgemeinen höher als bei Keilflächenfuttern. Die höhere Kippsteifigkeit bei längeren Backenführungen ist auf eine günstigere Lastverteilung zurückzuführen [126].

Beim Keilstangenfutter ist die radiale Position der Grundbacke verstellbar, um verschiedene Durchmesser spannen zu können. Bei der Verstellung der radialen Position der Grundbacke verändert sich einerseits die geführte Backenlänge und damit die Starrkörperkippung der Grundbacke, andererseits die Eigenverformung der Grundbacke infolge der Änderung der Auskraglänge. **Bild 5-18** zeigt die mit Hilfe der 3D-FEM-Modelle berechneten Eigenverformungen der Grundbacke bei unterschiedlichen Auskraglängen. Die größere axiale Verlagerung am hinteren Bereich der Grundbacke bei einer längeren Auskraglänge führt zu einer insgesamt höheren Kippung. Die gesamte Kippnachgiebigkeit der Grundbacke sowie der durch die Eigenverformung verursachte Anteil der Nachgiebigkeit nimmt mit der zunehmenden Auskraglänge quadratisch zu, **Bild 5-19**.

Die ermittelten Steifigkeiten von Spannfuttern, bei den die Grundbacke mit Kreuzversatz ausgerüstet ist, sind im **Bild 5-20** zusammengestellt. Die Auswirkungen der radialen Position der Grundbacke auf die radiale Spannfuttersteifigkeit sind sehr gering. Die radiale Spannfuttersteifigkeit eines Spannfutters kann daher als Konstante

vereinfacht werden. Der Parameter $l_{ref,aus}$, der den Einfluss der Auskraglänge auf die Spannfutterkippsteifigkeit bezeichnet, ist durch Anpassung der gemessenen Kippsteifigkeiten bei unterschiedlichen Auskraglängen mit der Gleichung (5-11) abzuleiten.

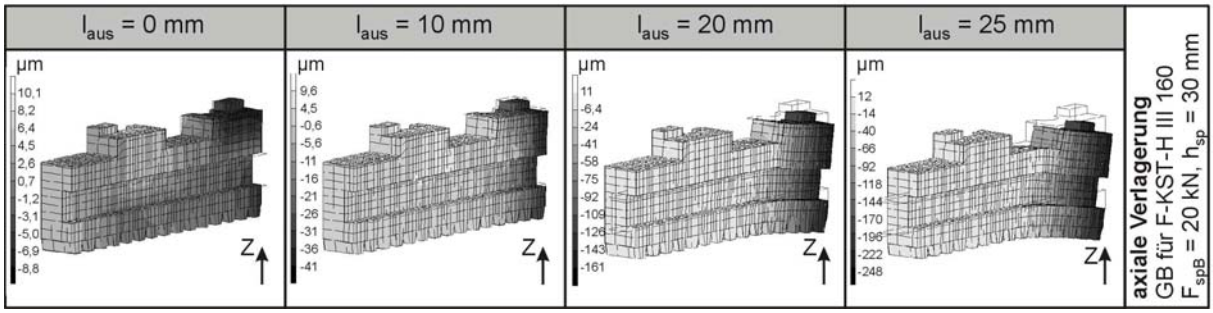


***Bild 5-18**: Eigenverformung der Grundbacke mit Kreuzversatz*

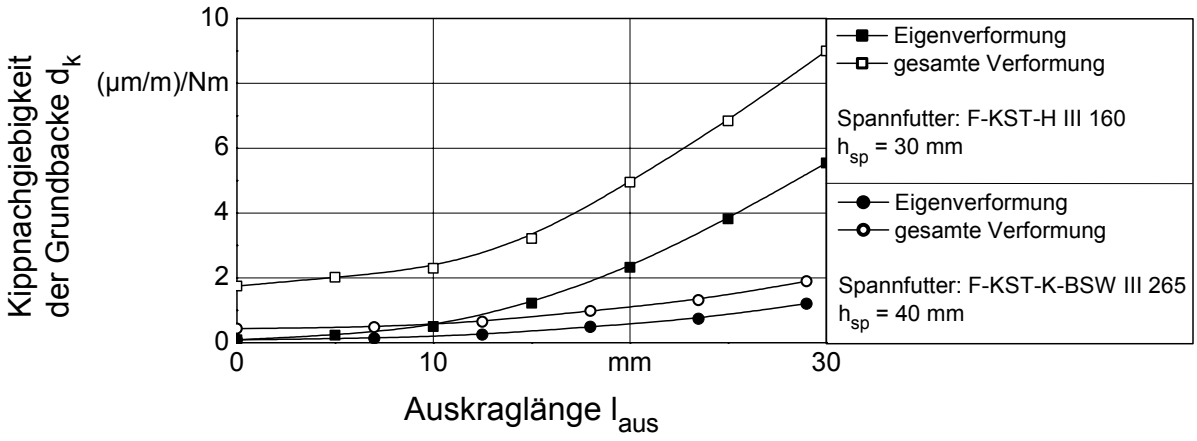


***Bild 5-19:** Kippnachgiebigkeiten der Grundbacken*

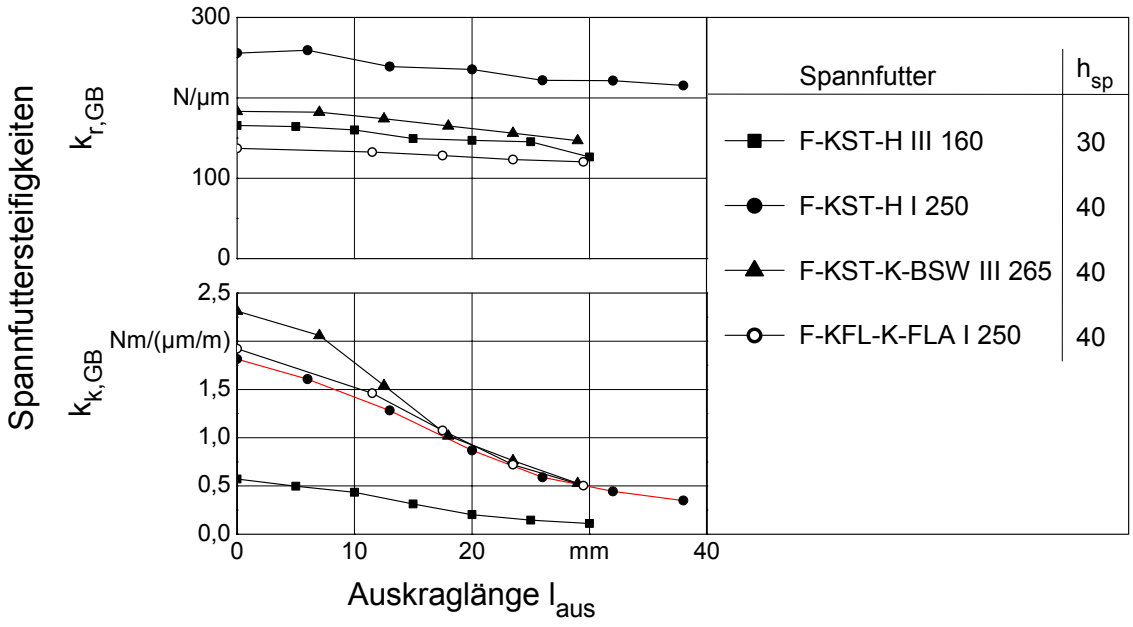


***Bild 5-20:** Einfluss der Auskraglänge auf die Spannfuttersteifigkeiten*

Bei geringen Spanndurchmessern kann es zu negativen Auskraglängen der Grundbacke im Spannfutter kommen. Hier ist die Eigenverformung der Grundbacke relativ gering, so dass die Spannfutterkippsteifigkeit größer als die bei einer gleich großen aber positiven Auskraglänge ist, **Bild 5-21**.

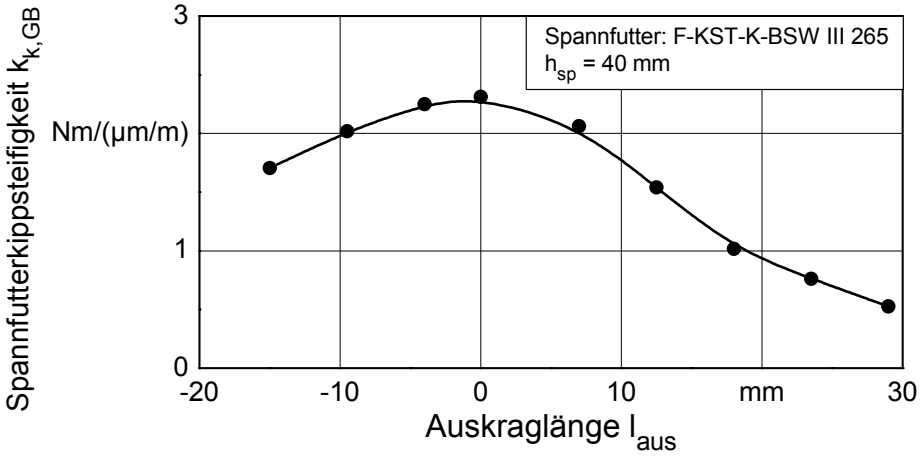


Bild 5-21: *Spannfutterkippsteifigkeit im radialen Positionsbereich der Grundbacke*

Zur Erhöhung der Spannfutterkippsteifigkeit ist bei der Konstruktion eine möglichst lange Backenführung des Spannfutters vorzusehen. Grundbacken sollten eine möglichst kurze Auskraglänge aufweisen.

Einfluss der radialen Position der Aufsatzbacke beim Keilflächenfutter

Beim Keilflächenfutter wird die Aufsatzbacke zum Spannen von Werkstücken unterschiedlicher Durchmesser auf der Grundbacke versetzt, so dass die geführte Länge der Grundbacke und damit die Spannfuttersteifigkeiten nahezu konstant bleiben. Die radiale Position der Aufsatzbacke wirkt sich daher nur geringfügig auf die Spannfuttersteifigkeit aus. Beispielsweise wurden die Abweichungen der Futtersteifigkeiten des Keilflächenfutters F-KFL-K I 250 bei unterschiedlichen Auskraglängen von unter ±10 % gemessen, **Bild 5-22**.

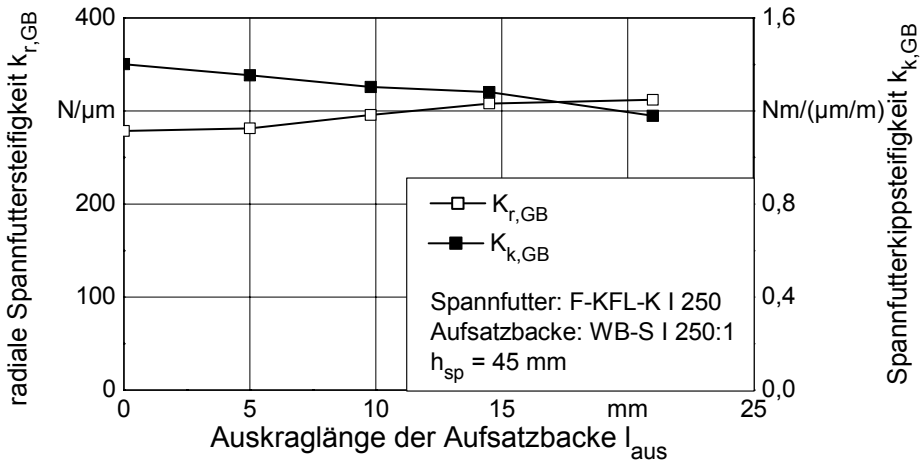


Bild 5-22: *Spannfuttersteifigkeiten bei verschiedenen Auskraglängen*

Die FEM-Berechnungen zur Eigenverformung der Grundbacke zeigen, dass die Grundbackenverformung im Bereich der Schnittstelle zur Aufsatzbacke von der Angriffsposition der Nutensteine abhängig ist, **Bild 5-23**. Die radiale Position der Aufsatzbacke beeinflusst dadurch die Kippsteifigkeit der Aufsatzbacke, siehe Kapitel 5.4.3.

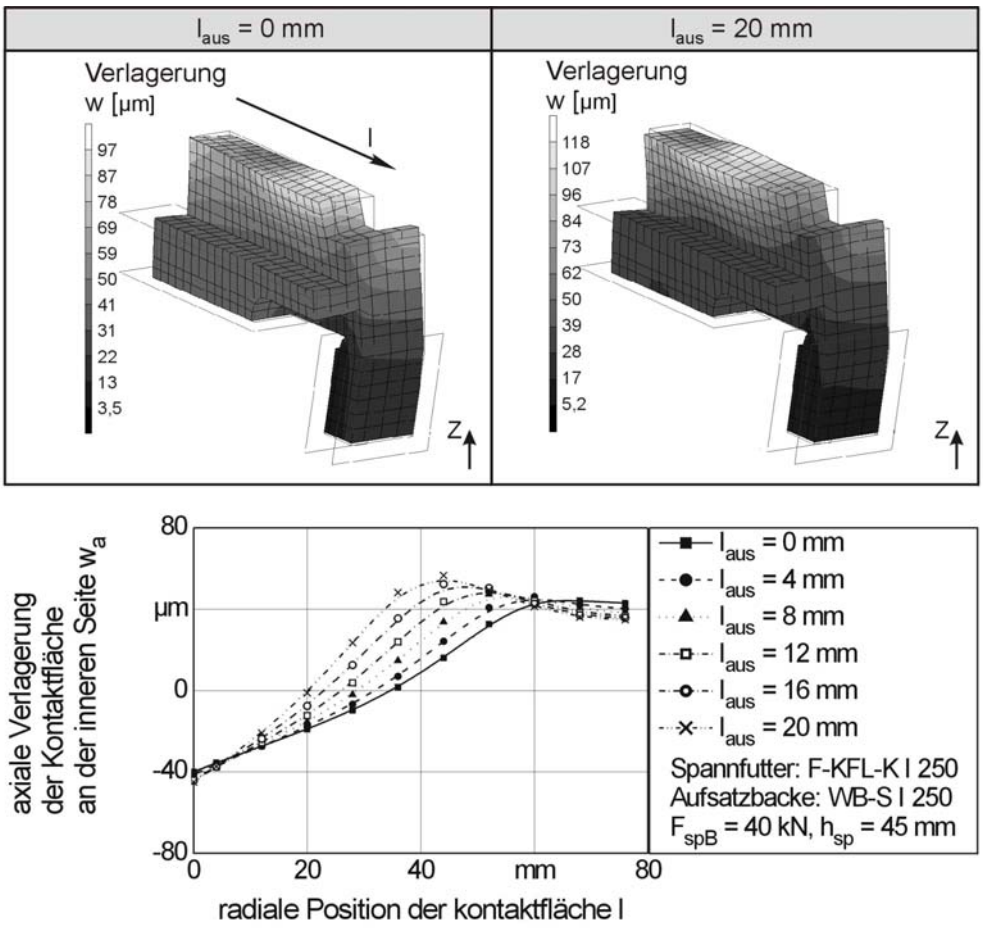


Bild 5-23: *Eigenverformung der Grundbacke beim Keilflächenfutter*

5.4 Ermittlung der Spannbackensteifigkeiten unter Spannkrafteinwirkung

5.4.1 3D-FEM-Modelle der Aufsatzbacken

Zur Ermittlung der Steifigkeitsparameter der Aufsatzbacken wurden FEM-Berechnungen und experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Die Spannbackenparameter, wie:

- Befestigungsart der Aufsatzbacke auf der Grundbacke,
- Spannbackengröße bzw. Spannfuttergröße,
- Spannbackentyp,
- Spannabstand zwischen Spannstelle und Schnittstelle der Aufsatzbacke zur Grundbacke h_{sp},

- Abstand zwischen Spannfläche und innerer Befestigungsschraubenachse a_{sp},
- Auskraglänge der Aufsatzbacke aus der Grundbacke l_{aus}, bzw. Abstand zwischen letztem tragenden Zahn und äußerer Befestigungsschraubenachse l_{st} bei Spannbacken mit Spitzverzahnung sowie
- Drehmoment der Befestigungsschrauben M_A,

beeinflussen die Spannbackensteifigkeiten. Der Spannflächenmittelpunkt ist als Spannstelle definiert.

Zur Ermittlung der Eigenverformung von Aufsatzbacken wurden mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode dreidimensionale Modelle mit verschiedenen Backengrößen, Backentypen, Befestigungsarten sowie Spanngeometrien aufgebaut, **Bild 5-24**. Die radiale Backenspannkraft F_{spB} wurde als Flächelast in der Spannfläche angenommen. Die Aufsatzbacken wurden in axialer Richtung an der Schraubenklemmfläche und der Kontaktfläche zur Grundbacken fixiert. In radialer Richtung wurden die Aufsatzbacken durch Kreuzversatz oder Spitzverzahnung mit den Grundbacken verbunden. Zur Auswertung wurden die radialen Verlagerungen sowie die Kippungen der Spannfläche berechnet.

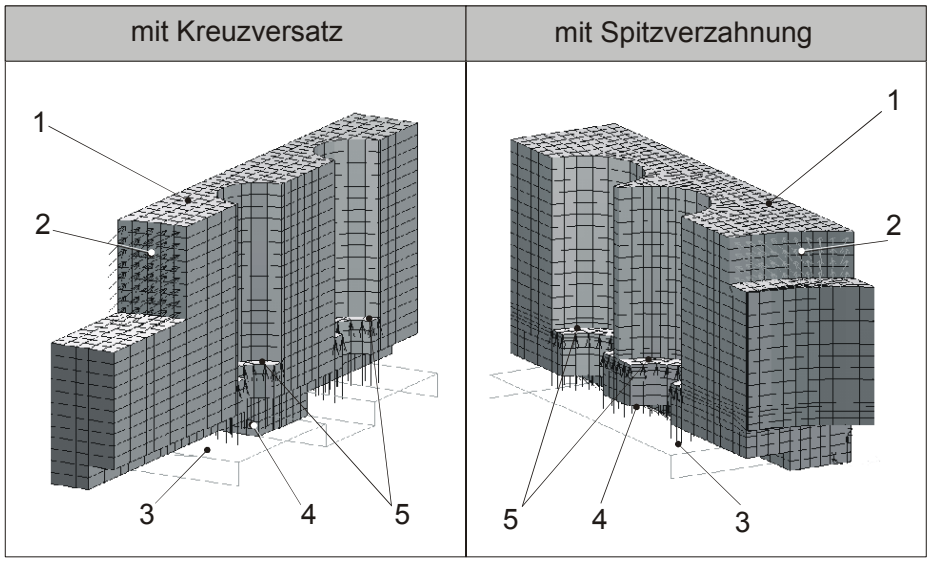


Bild 5-24: *3D-FEM-modelle der Aufsatzbacken*
(1: Aufsatzbacke, 2: radiale Spannkräfte in der Spannfläche, 3: Grundbacke, 4: Verbindung zwischen Aufsatz- und Grundbacke über Kreuzversatz oder Spitzverzahnung, 5: Festlegung der Aufsatzbacke in axialer Richtung)

5.4.2 Versuchsstand zur Ermittlung der Spannbackensteifigkeit

Zur experimentellen Ermittlung der Steifigkeiten der Aufsatzbacken wurde ein Versuchsstand aufgebaut, **Bild 5-25**. Die Befestigung der Aufsatzbacken erfolgte auf sehr steifen Spannbackenaufnahmen mit entsprechenden Schnittstellen mit Kreuzversatz bzw. Spitzverzahnung. Um die Untersuchungen mit verschiedenen Backen-

befestigungsarten und Backengrößen durchführen zu können, wurden insgesamt sechs Aufsatzbackenaufnahmen nach DIN 6353 [148] gefertigt.

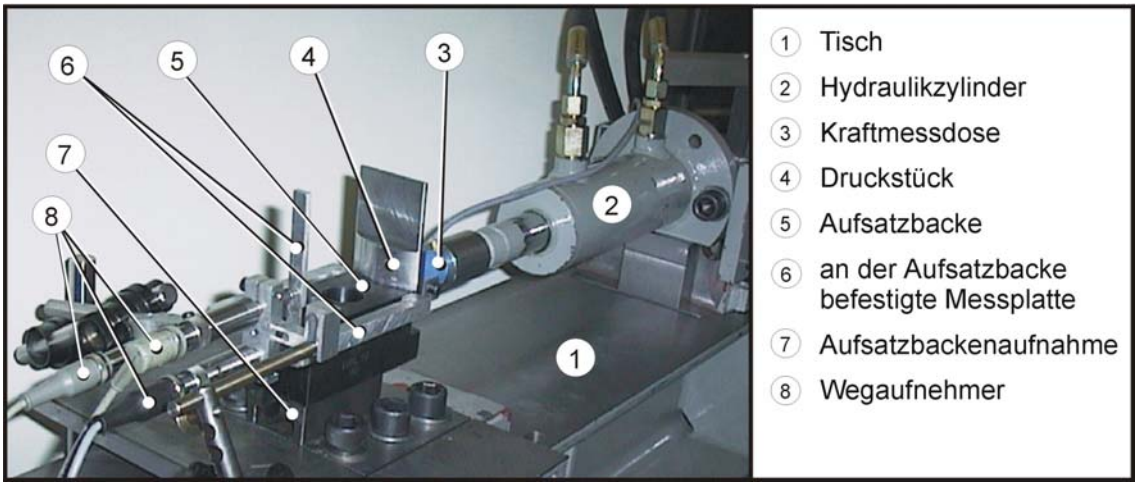


Bild 5-25: *Versuchsstand zur Ermittlung der Aufsatzbackensteifigkeit*

Die Backenspannkraft von bis zu 50 kN wurde von einem Hydraulikzylinder über ein Druckstück aufgebracht. Das Druckstück ist über eine Kugelkalotte drehbar mit dem Hydraulikzylinder verbunden, so dass es den Bewegungen der Spannfläche folgen kann. Um die Aufsatzbacke bei verschiedenen Spannabständen zu belasten, ist die Höhe des Hydraulikzylinders verstellbar.

Die Spannkraft wurde über eine im Versuchsstand integrierte Kraftmessdose mit Vollbrückenschaltung ermittelt. Zur Messung der Verlagerungen wurden Messplatten nah an der Spannstelle bzw. an der Schnittstelle zwischen Aufsatz- und Grundbacke befestigt, **Bild 5-26**. Die Verformung der Aufsatzbackenaufnahme wurde ebenfalls ermittelt, um später die ermittelten Gesamtverlagerungen zu verrechnen. Die Verlagerungen selbst wurden durch induktive Wegaufnehmer erfasst. Vor der Messwerterfassung wurde die Aufsatzbacke mehrmals belastet, um den Einfluss des Spieles in der Backenverbindung auszuschließen. Anschließend wurde die Kraft kontinuierlich bis zur maximal zulässigen Backenspannkraft aufgebracht.

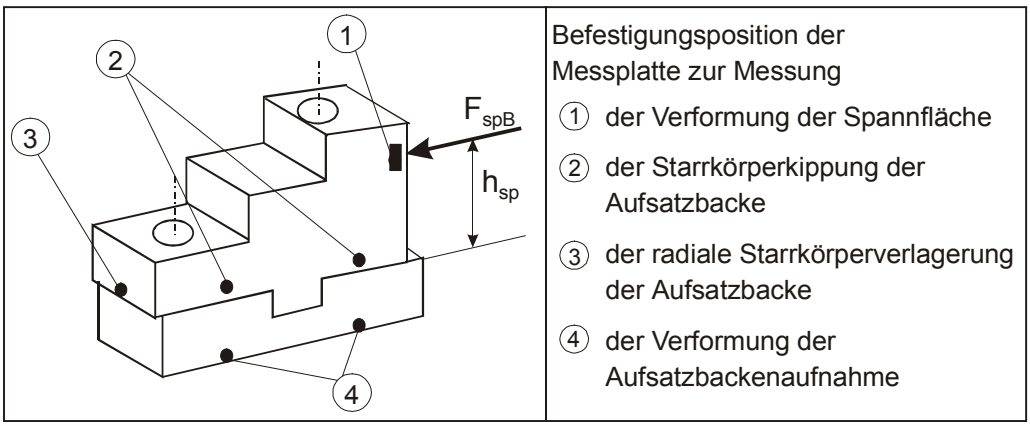


Bild 5-26: *Befestigungspositionen der Messplatten zur Messung der Aufsatzbackensteifigkeit*

5.4.3 Untersuchungsergebnisse

Die Steifigkeitsparameter der Aufsatzbacken können aus den experimentell ermittelten Daten mit Hilfe der Gleichungen (5-13) – (5-21) bestimmt werden. Die Parameter $k_{r,AB0}$ und $k_{k,AB0}$ bezeichnen die grundlegende radiale Steifigkeit und Kippsteifigkeit der Aufsatzbacke. Der Einfluss des Spannabstandes h_{sp} auf die Spannbackensteifigkeiten wird mit dem Referenzabstand $h_{ref,AB}$ beschrieben. Bei den Aufsatzbacken mit Spitzverzahnung beschreibt $l_{ref,aus}$ den Einfluss der Auskraglänge l_{aus}. Die ermittelten Steifigkeitsparameter der untersuchten Aufsatzbacken sind in **Tabelle 5-2** zusammengefasst.

Aufsatzbacke (Abmessungen: siehe Tabelle 4-3)	Steifigkeitsparameter				
	h_{AB0} [mm]	$k_{r,AB0}$ [N/µm]	$k_{k,AB0}$ [Nm/(µm/m)]	$h_{ref,AB}$ [mm]	$l_{ref,aus}$ [mm]
WB-K II 160	25	153	0,156	54	----
WB-K III 160:1	25	135	0,144	40	----
WB-K I 250:1	40	284	0,633	30	----
WB-K III 250	40	305	0,632	38	----
HB-K II 160	25	146	0,117	26	----
HB-K III 160	25	132	0,120	28	----
HB-K I 250	40	293	0,575	32	----
HB-K III 250	40	302	0,629	34	----
HB-K III 250Um	40	264	0,463	23	----
KB-K III 160	35	99,3	0,166	94	----
KB-K III 250	40	279	0,429	23	----
WB-S I 160	35	136	0,255	100	11
WB-S II 160	30	80	0,088	50	8
WB-S III 160	35	134	0,27	137	11
WB-S I 250:1	45	234	0,607	25	13
WB-S II 250	45	120	0,275	50	8
WB-S III 250	45	295	1,07	80	15
HB-S I 160	35	92,2	0,114		
HB-S I 160Um	35	112	0,125		
HB-S I 250Hin	45	151	0,29		
HB-S I 250Vor	45	252	0,61	15	13
HB-S III 250Hin	45	146	0,288		
HB-S III 250Vor	45	289	0,61	15	13
KB-S III 160	45	55,9	0,118		
KB-S III 250	52,5	112	0,304		

Tabelle 5-2: *Ermittelte Steifigkeitsparameter der Aufsatzbacken*

Einfluss des Anziehdrehmomentes der Befestigungsschrauben M_A

Die Schrauben zur Befestigung der Aufsatzbacke auf der Grundbacke werden über ein Anziehdrehmoment vorgespannt. Aufgrund der Schraubensteifigkeit und der Kon-

taktsteifigkeit beeinflusst das Anziehdrehmoment die Kippsteifigkeit der Backenverbindung und damit die Spannbackensteifigkeit. Die Auswirkungen des Anziehdrehmomentes auf die Kippung der Backenverbindung bzw. die Spannbackensteifigkeit oberhalb eines vorgegebenen Wertes, beispielsweise bei der Aufsatzbacke WB-K III 250 von 80 Nm, sind relativ gering, **Bild 5-27** und **Bild 5-28**. Das heißt, eine Erhöhung des Momentes bewirkt nur eine geringfügige Verbesserung des Spannverhaltens bei einer gleichzeitigen Erhöhung der Spannbackenbeanspruchung [38]. Wird dieses kritische Anziehdrehmoment der Schrauben unterschritten, fällt die Backensteifigkeit erkennbar ab. Dieses Ergebnis deckt sich mit den experimentellen Erkenntnissen von WARNECKE [126] und den FEM-Berechnungsergebnissen von METTE [38]. Soweit nicht anderes angegeben ist, ist das vom Schraubendurchmesser abhängige Befestigungsmoment nach **Tabelle 5-3** für die experimentellen Untersuchungen angewendet worden.

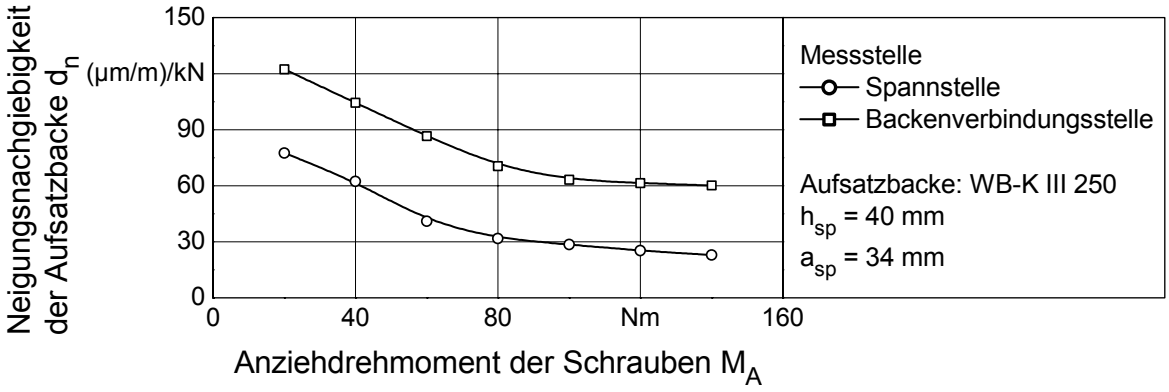


Bild 5-27: *Kippwinkel der Aufsatzbacke in Abhängigkeit vom Anziehdrehmoment der Befestigungsschrauben*

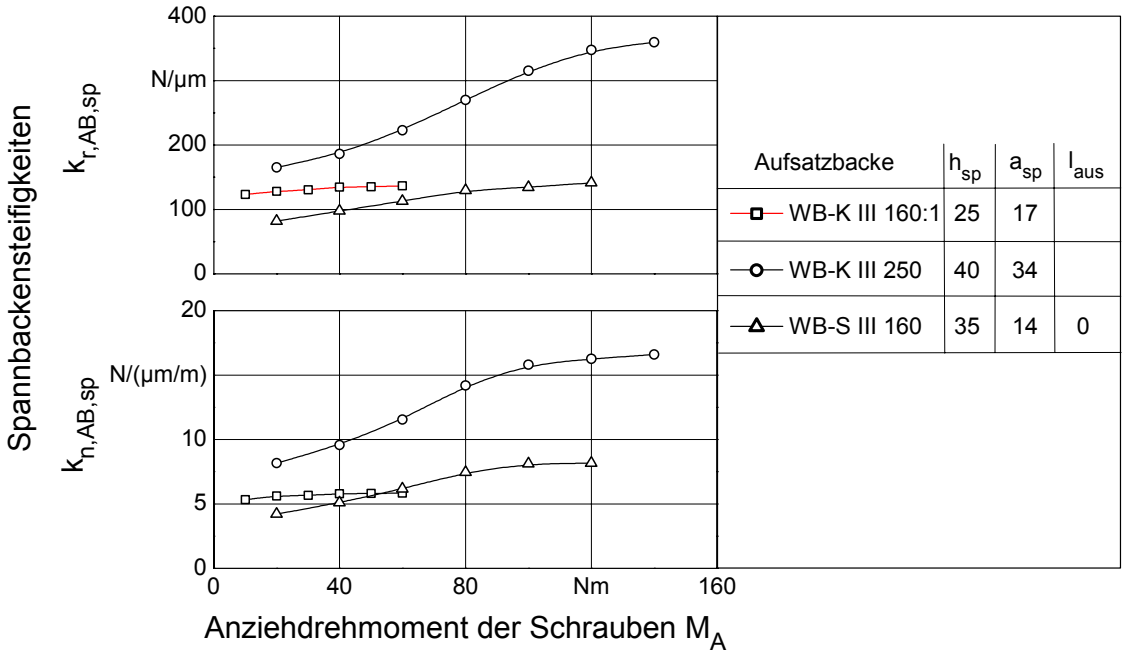


Bild 5-28: *Spannbackensteifigkeiten in Abhängigkeit vom Anziehdrehmoment der Befestigungsschrauben*

	Backengröße (nach DIN 6353)	160	250
Kreuzversatz	Schraubengewinde	M8	M16
	Anziehdrehmoment M_A [Nm]	35	160
Spitzverzahnung	Schraubengewinde	M12	M20
	Anziehdrehmoment M_A [Nm]	100	220

***Tabelle 5-3**: Anziehdrehmoment der Befestigungsschrauben*

Einfluss der Spannflächentiefe a_{sp}

Bei der Änderung der Spannflächentiefe a_{sp} zur Anpassung der Spannbacke an unterschiedliche Spanndurchmesser sind die Belastungen der Backenverbindung sowie ihre Randbedingungen gleichbleibend. Das heißt, die Spannflächentiefe beeinflusst

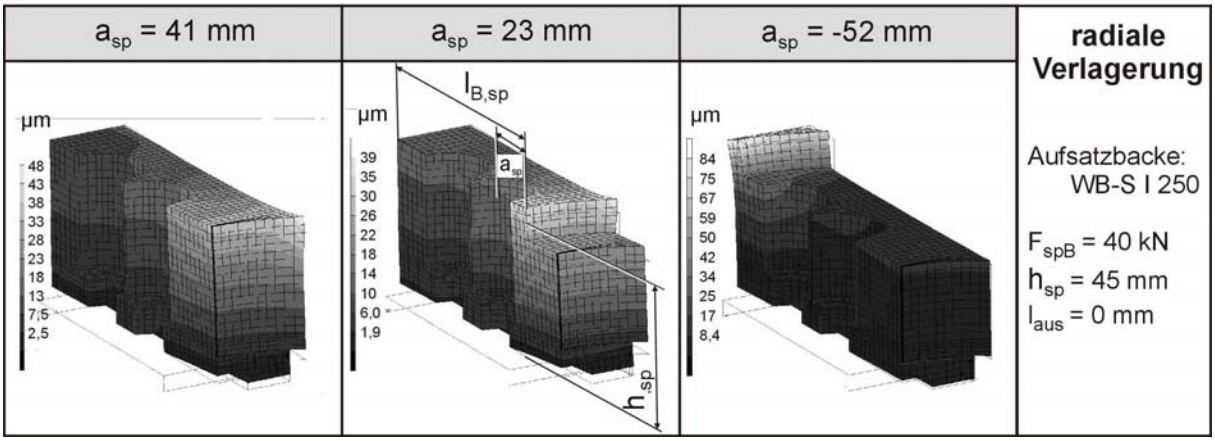


***Bild 5-29:** 3D-FEM-Modell zur Untersuchung des Einflusses der Spannflächentiefe auf die Eigenverformung der Aufsatzbacke*

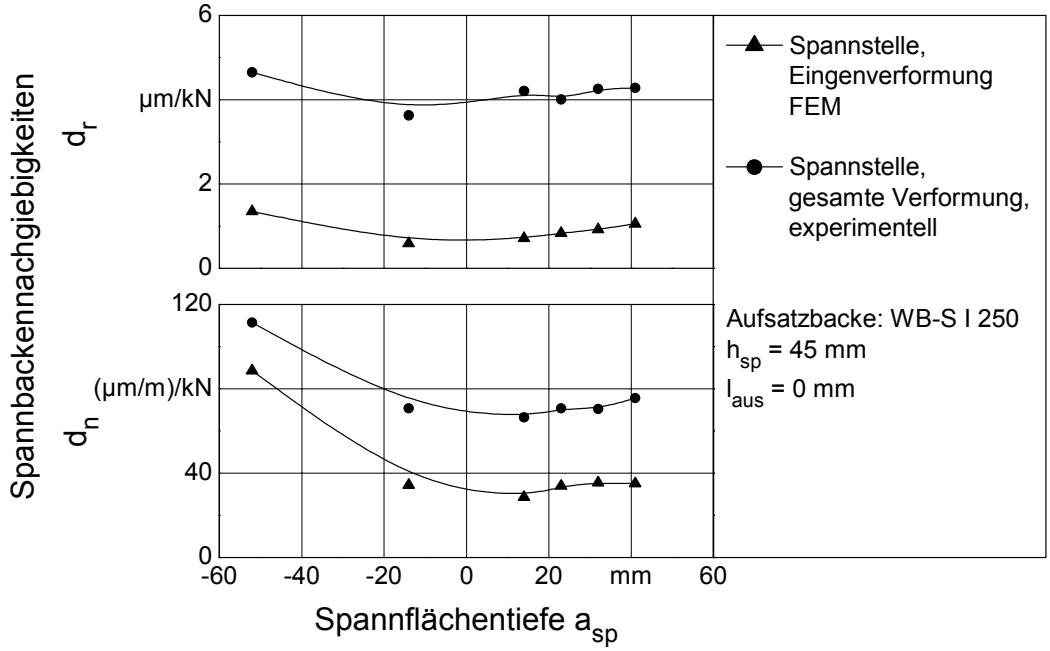


***Bild 5-30:** Einfluss der Spannflächentiefe auf die Verformung der Aufsatzbacke*

die Aufsatzbackensteifigkeit nur durch die veränderte Eigenverformung der Aufsatzbacke selbst. Die Eigenverformungen bei verschiedenen Spannflächentiefen wurden mit Hilfe der FE-Methode berechnet, **Bild 5-29**. Ein negativer Abstand a_{sp} bedeutet, dass die Spannfläche tiefer als die innere Befestigungsschraubenachse ist. Die Ergebnisse der FEM-Berechnungen und der experimentellen Messungen der Spannbackenverformung sind in **Bild 5-30** dargestellt. Bei genügender Backenspanndicke $l_{B,sp}$ bzw. bei positiver Spannflächentiefe a_{sp} hat die Reduzierung der Spannflächentiefe relativ geringe, positive Auswirkungen auf die Spannbackensteifigkeit. Es ist jedoch darauf zu beachten, dass die dünne Backenspanndicke $l_{B,sp}$ bei großer negativer a_{sp} zu Reduzierung der Backensteifigkeit führt.

Einfluss des Spannabstandes h_{sp}

Die Änderung der Spannabstandes wirkt sich auf die Spannbackensteifigkeiten durch die Kippung der Aufsatzbacke aus. Je höher die Spannstelle bzw. je größer der Hebelarm der Backenspannkraft ist, desto größer ist die Kippung der Aufsatzbacke und desto geringer ist die Spannbackensteifigkeit. **Bild 5-31** zeigt beispielhaft die Auswirkung des Spannabstandes auf die Eigenverformung und die Starrkörperbewegung sowie die daraus zusammengesetzte Gesamtverformung. Mit den Messergebnissen der radialen Verlagerungen und der Kippwinkel an der Spannstelle können die Steifigkeitsparameter $k_{r,AB0}$, $k_{k,AB0}$ und $h_{ref,AB}$ abgeleitet werden. Hierzu wurden die folgenden Auswertungen durchgeführt:

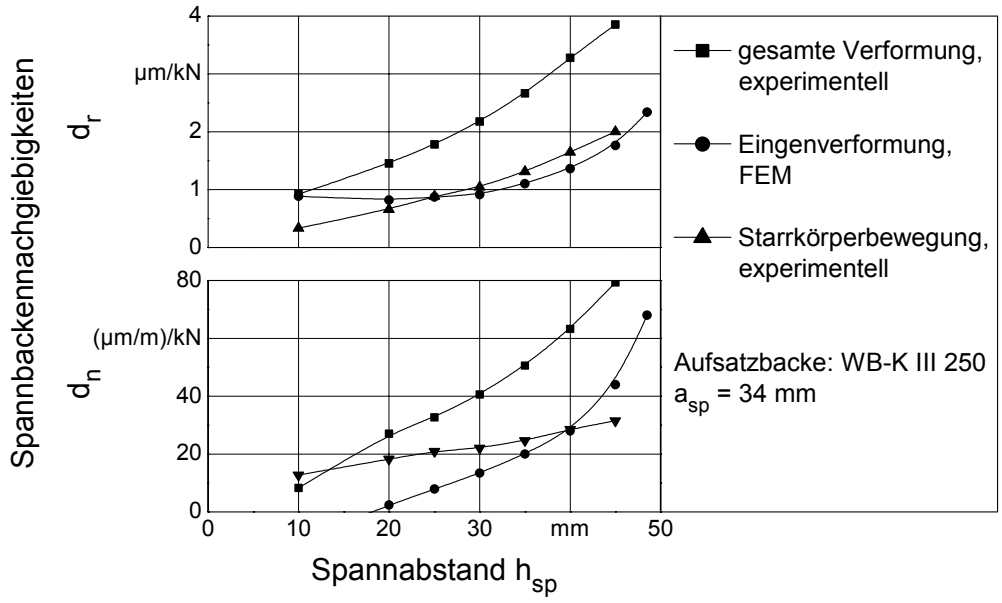


Bild 5-31: *Auswirkung des Spannabstandes auf die Verformung der Aufsatzbacke*

- Berechnung der radialen Steifigkeiten und Kippsteifigkeiten der Aufsatzbacke an der Spannstelle aus den Messdaten bei verschiedenen Spannabständen und bei Null-Auskraglänge für die Aufsatzbacken mit Spitzverzahnung,

- Ermittlung der radialen Steifigkeit $k_{r,AB0}$ und Kippsteifigkeit $k_{k,AB0}$ nach den Gleichungen (5-13) und (5-14),

- Anpassung der Kippsteifigkeiten und der radialen Steifigkeiten mit den Gleichungen (5-18) und (5-19) und dadurch Ermittlung des Parameters $h_{ref,AB}$.

Bild 5-32 fasst die Steifigkeiten der Aufsatzbacken mit verschiedenen Backengrößen und Befestigungsarten in Abhängigkeit vom Spannabstand zusammen. Die Spannbackensteifigkeiten können nach den Gleichungen (5-18) und (5-19) mit den in Tabelle 5-2 angegebenen Steifigkeitsparametern genau berechnet werden.

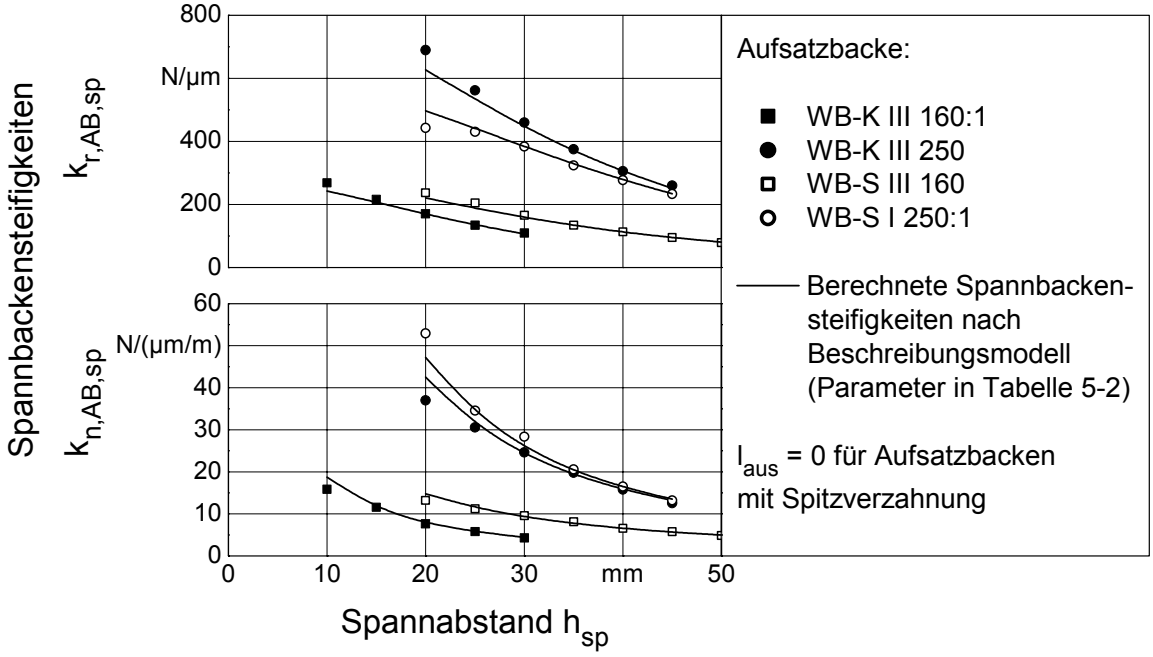
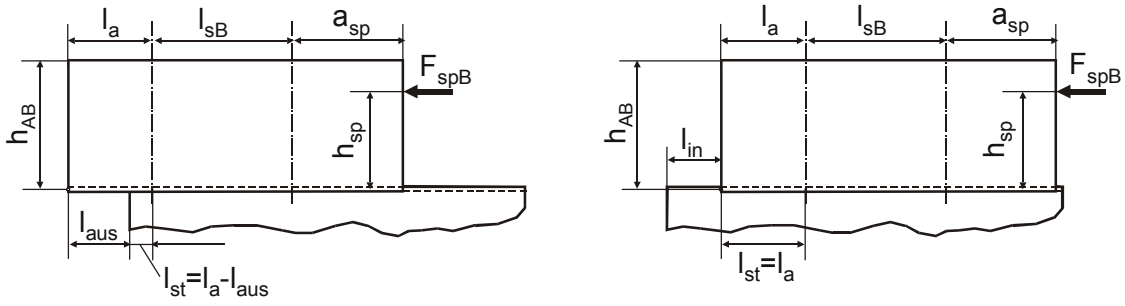


Bild 5-32: *Vergleich der gemessenen und der nach Beschreibungsmodell berechneten Spannbackensteifigkeiten*

Einfluss der radialen Position der Aufsatzbacke zur Grundbacke

Die radiale Position der verstellbaren Aufsatzbacke auf der Grundbacke beeinflusst die Spannbackensteifigkeit durch die Änderung der Stützlänge. Bei den Aufsatzbacken mit Spitzverzahnung ist die radiale Position der Aufsatzbacke mit Einrücklänge l_{in} oder Auskraglänge l_{aus} gekennzeichnet, **Bild 5-33**.



l_{aus} : Auskraglänge l_{in} : Einrücklänge

Bild 5-33: *Radiale Position der Aufsatzbacke auf der Grundbacke mit Spitzverzahnung*

Die Untersuchungsergebnisse zeigen, dass die Auswirkungen der Einrücklänge der Aufsatzbacke l_{in} auf die Spannbackensteifigkeiten relativ gering sind, da die Stützlänge l_{st} nicht von der Einrücklänge abhängig ist, **Bild 5-34**. Die Änderung der Spannbackensteifigkeiten bei verschiedenen Einrücklängen ist auf die Änderung der Angriffsposition der Nutensteine an der Grundbacke und auf die damit verbundene Änderung der Grundbackenverformung zurückzuführen.

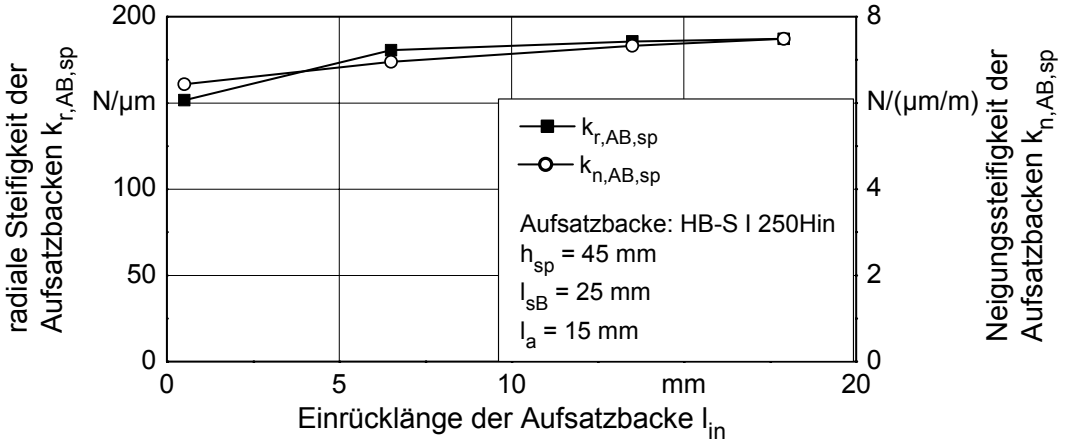


Bild 5-34: *Spannbackensteifigkeiten bei unterschiedlicher Einrücklänge*

Die Auskraglänge l_{aus} der Aufsatzbacke beeinflusst stark die Spannbackensteifigkeiten, **Bild 5-35**. Je größer die Auskraglänge bzw. je kürzer die Stützlänge l_{st} ist, desto geringer ist die Spannbackensteifigkeit. Beispielsweise erreicht die Aufsatzbacke WB-S I 250 bei einer Auskraglänge von l_{aus} = 21 mm nur 60 % der radialen Steifigkeit im Vergleich zu einer Auskraglänge von l_{aus} = 0. Mit Hilfe der Gleichungen (5-20) und (5-21) kann der Steifigkeitsparameter $l_{ref,aus}$, der den Einfluss der radialen Position der Aufsatzbacke bezeichnet, ermittelt werden.

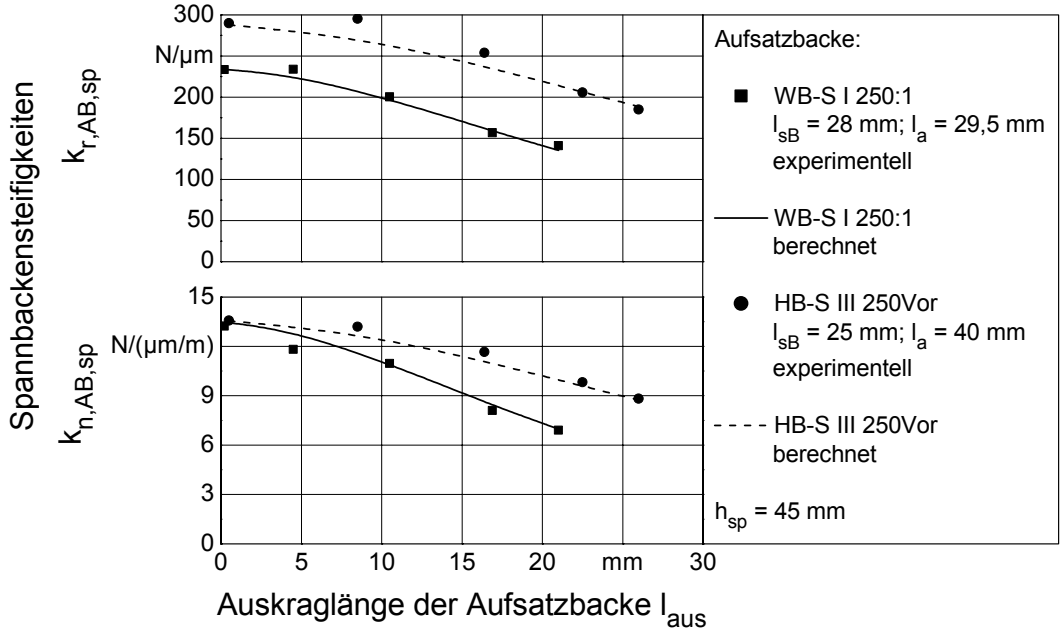


Bild 5-35: *Einfluss der Auskraglänge auf die Spannbackensteifigkeiten*

Einfluss der Backengröße und Befestigungsart

Einen Vergleich der Steifigkeiten von Aufsatzbacken mit verschiedenen Backengrößen und Befestigungsarten zeigt **Bild 5-36**. Die Steifigkeiten der Aufsatzbacken mit Spitzverzahnung wurden bei Null-Auskraglänge gemessen. Die Steifigkeit der Spannbacke steigt mit ihrer Größe. Beispielsweise wurde für die Aufsatzbacke WB-K III 160 eine radiale Steifigkeit von 106 N/µm ermittelt. Das entspricht ca. 24 % der Steifigkeit des Typs WB-K III 250.

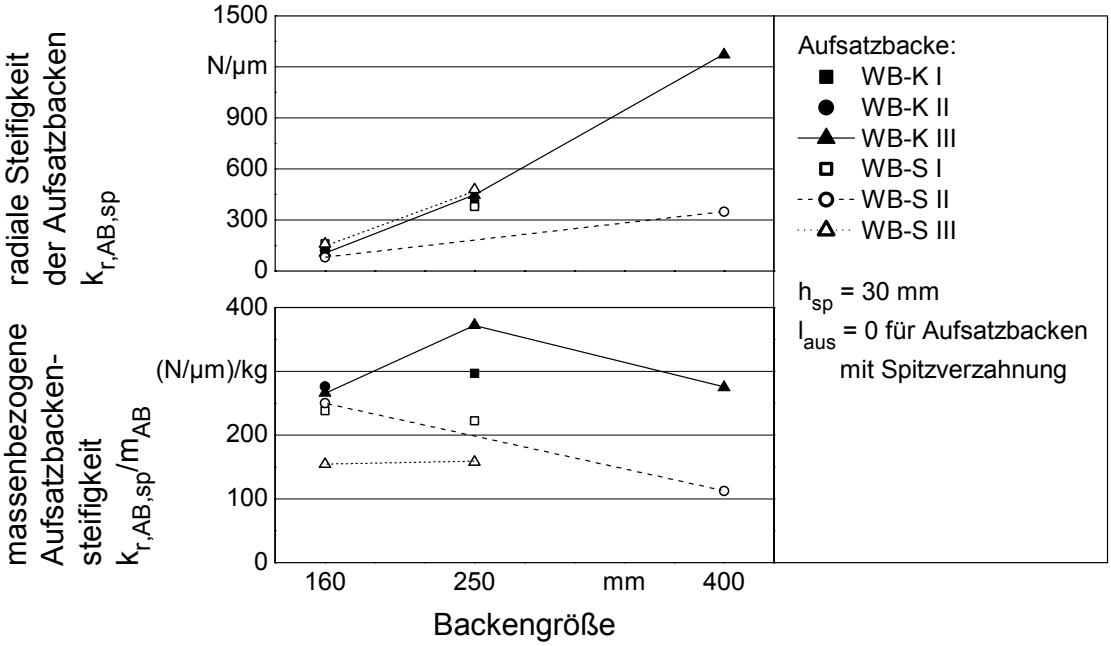


***Bild 5-36**: Vergleich der Steifigkeiten der untersuchten weichen Backen*

Bei den für eine bestimmte Spannfuttergröße geeigneten Aufsatzbacken verschiedener Hersteller mit gleicher Befestigungsart wurden aufgrund der verschiedenen geometrischen Abmessungen und Massen unterschiedliche Steifigkeiten ermittelt. Geringere Massen ermöglichen durch geringere Fliehkräfte höhere Spannfutterdrehzahlen. Die mit geringeren Massen verbundene Steifigkeitsreduzierung führt jedoch zu einer höheren radialen Verlagerung des Werkstücks während der Bearbeitung.

Ein sinnvoller Kennwert zur Beurteilung der Charakteristik von Aufsatzbacken ist das Steifigkeits/Massen-Verhältnis, Bild 5-36. Dabei ergeben sich für die Ausatzbacken mit Kreuzversatz höhere massenbezogene Steifigkeiten als für die Aufsatzbacken mit Spitzverzahnung. Die steifere Backenverbindung mit Kreuzversatz ist auf eine günstigere Lastverteilung aufgrund der größeren Kontaktfläche zurückzuführen.

Einfluss des Spannbackentyps

Im Gegensatz zu den weichen Backen wird die Masse der harten Backen durch die Ausführung von Stufen reduziert. Dadurch sind die Steifigkeiten von harten Backen bei gleichen Verbindungsbedingungen tendenziell geringer. In **Bild 5-37** sind die ermittelten Steifigkeiten der Aufsatzbacken mit Kreuzversatz dargestellt. Die Nutzung

der Stufenseite durch Drehung der harten Aufsatzbacke ist mit HB-Um gekennzeichnet, Bild 4-4. Die geringeren Steifigkeiten bei Drehung der harten Aufsatzbacke sind auf die negative Spannflächentiefe a_{sp} zurückzuführen.

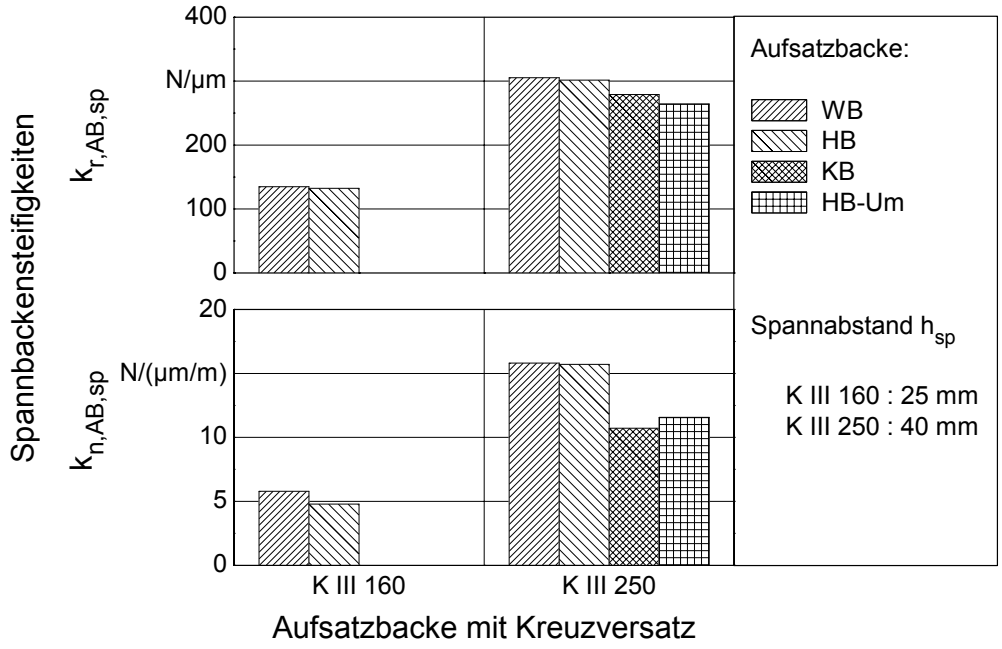


***Bild 5-37**: Steifigkeiten von Aufsatzbacken mit Kreuzversatz*

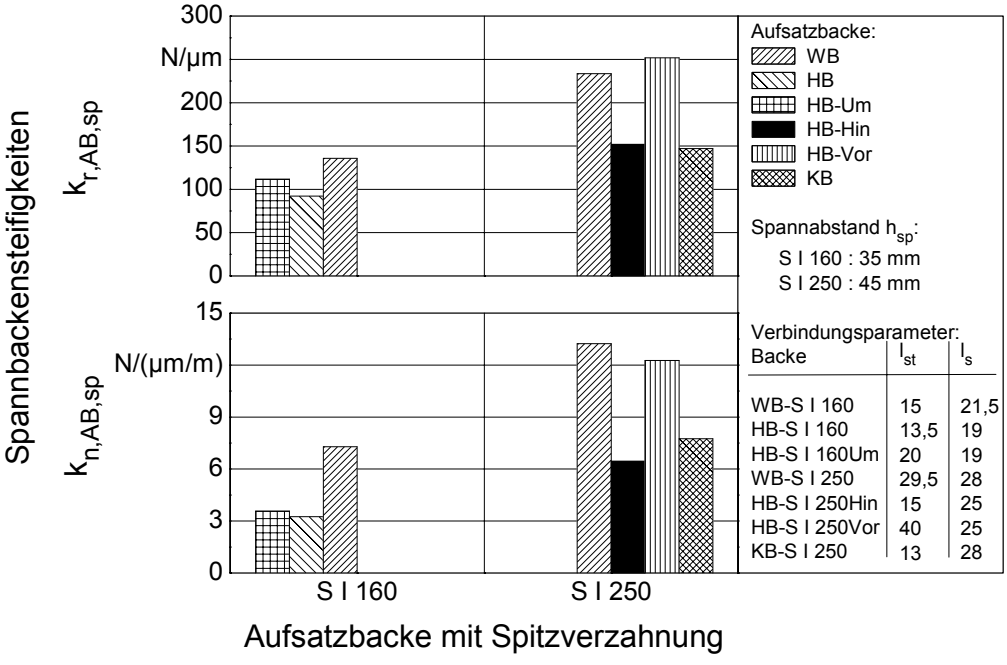


***Bild 5-38:** Steifigkeiten von Aufsatzbacken mit Spitzverzahnung*

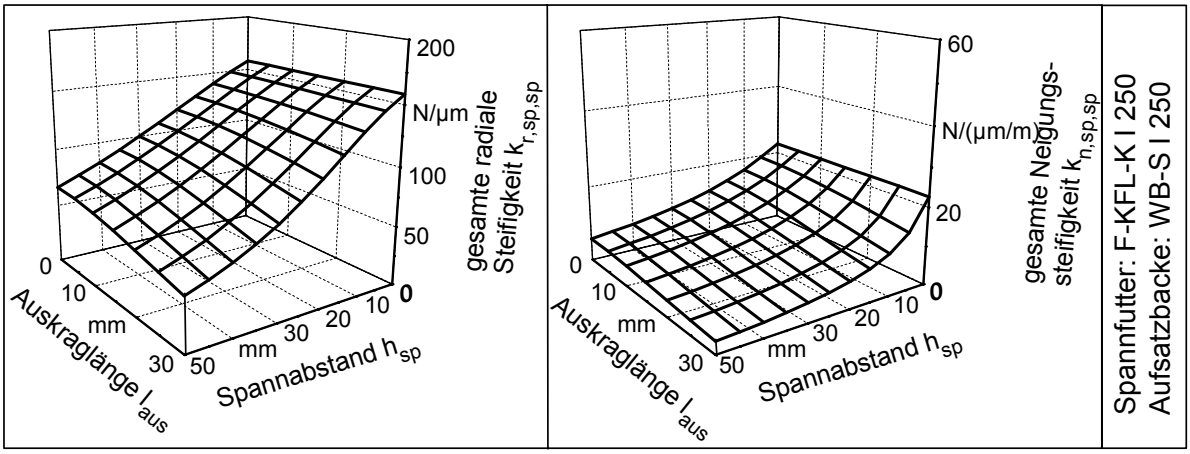
Die Aufsatzbacken mit Spitzverzahnung werden häufig für verschiedene Backentypen mit unterschiedlichen Verbindungsparametern, wie Abstand der Befestigungsschraubenachsen l_{sB} und maximale Stützlänge l_a, konstruiert, Tabelle 4-3. In **Bild 5-38** sind die ermittelten Steifigkeiten der Aufsatzbacken mit Spitzverzahnung dargestellt. Ein die Spannbackensteifigkeiten stark beeinflussender Verbindungspa-

rameter ist die Stützlänge. Beispielsweise hat die harte Backe HB-S I 250 eine maximale Stützlänge von 15 mm oder 40 mm bei den zwei unterschiedlichen Befestigungssituationen (HB-Hin und HB-Vor in Bild 4-4), wodurch die radiale Steifigkeit bei HB-Hin nur 60 % der bei HB-Vor erreicht. Um die Spannbackensteifigkeit nicht zu verringern, sollte die Aufsatzbacke möglichst mit den zwei vorderen Schrauben befestigt und mit einer möglichst langen Stützlänge konstruiert werden. Frühere Untersuchungen zeigten, dass die Auswirkung der Spitzverzahnungsart auf die Spannbackensteifigkeit bei relativ hohem Spannabstand relativ gering ist [33].

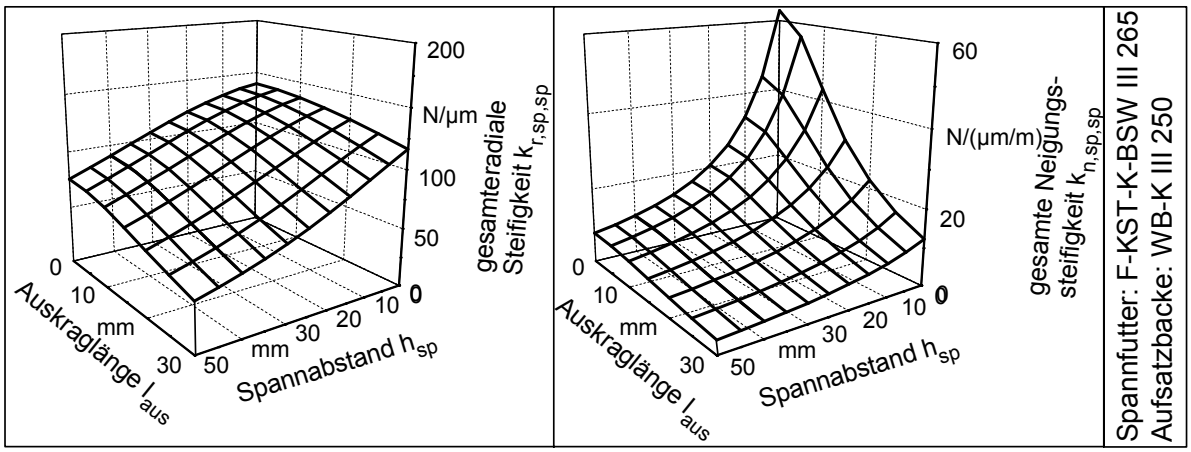
5.5 Gesamtsteifigkeiten des Spannmittels unter Spannkrafteinwirkung

5.5.1 Berechnung der Gesamtsteifigkeiten

Die Gesamtsteifigkeit des Spannmittels setzt sich aus der Spannfuttersteifigkeit und der Spannbackensteifigkeit zusammen. Nach der Bestimmung der spannfutter- und spannbackenspezifischen Steifigkeitsparameter kann die Gesamtsteifigkeit eines Spannmittels in Abhängigkeit der Anwendungsparameter, wie Spannabstand und radiale Position der Spannbacke, nach Gleichungen (5-22) und (5-23) berechnet werden.



Keilflächenfutter



Keilstangenfutter

Bild 5-39: *Berechnete Gesamtsteifigkeiten ausgewählter Spannfutter*

Die Berechnungsergebnisse für ein Keilflächenfutter und ein Keilstangenfutter mit Backenschnellwechselsystem sind beispielhaft in **Bild 5-39** dargestellt. Je größer der Spannabstand und die Auskraglänge der Spannbacke sind, desto geringer ist die Gesamtsteifigkeit. Für eine hohe Gesamtsteifigkeit ist eine Spannsituation mit einem kurzen Spannabstand sowie einer möglichst kurzen Auskraglänge zu wählen.

5.5.2 Untersuchungsergebnisse

Um die Berechnungsmodelle der Spannfutter- und Spannbackensteifigkeit zu validieren, wurden die Gesamtsteifigkeiten an der Spannstelle zusätzlich durch experimentelle Untersuchung ermittelt. Der dafür verwendete Versuchsstand ist im Kapitel 5.3.2 beschrieben. An einer nah an der Spannstelle befestigte Messplatte wurden die gesamte radiale Verlagerung und der gesamte Kippwinkel des Spannmittels gemessen.

Unterschiedliche Steifigkeit der drei Backen eines Futters

Nicht nur die konstruktive Gestaltung hat einen Einfluss auf die Gesamtsteifigkeiten, sondern auch die Herstellgenauigkeit der einzelnen Bauteile, ihr Zusammenbau sowie die Art der Flächenberührung in den Fugen [126]. **Bild 5-40** zeigt beispielsweise die unterschiedlichen radialen Verlagerungen der drei Backen eines Dreibackenfutters. Bei einer Backenspannkraft von 34 kN weichen die Verlagerungen bis zu ±12 µm voneinander ab.

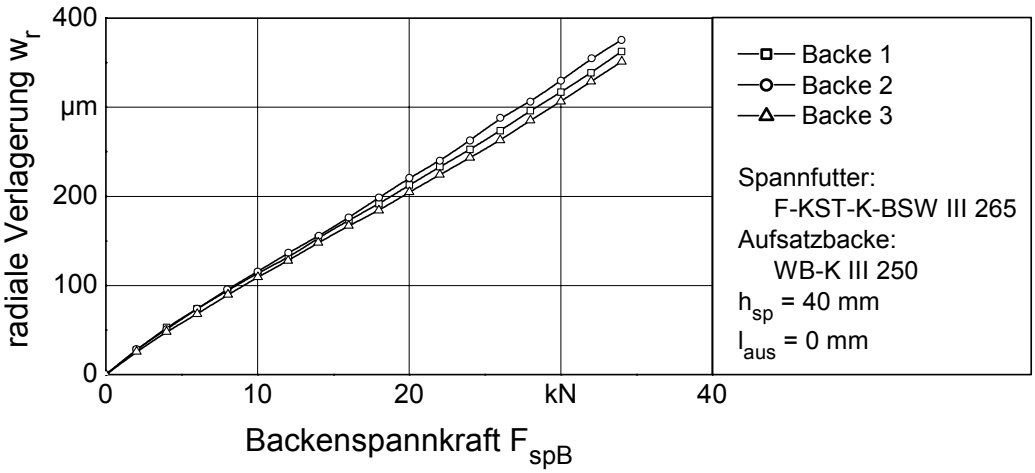


***Bild 5-40**: Unterschied der radialen Verlagerungen auf drei Backen*

Nach WARNECKE [126] sind die auftretenden Ungenauigkeiten beim Zentrieren auf fehlerhaftes Arbeiten des Spanngetriebes sowie auf das Kippen der Backen in den Führungen und auf das Hängenbleiben des Werkstücks zwischen zwei Backen durch Reibung zurückzuführen. Die Unterschiede in den radialen Steifigkeiten der drei Backen führen zu weniger als 10 % der tatsächlichen Spanngenauigkeit.

Einfluss der Futterbauart sowie der Backenbefestigungsart

Der Einfluss der Spannfutterbauart auf die Spannfuttersteifigkeit sowie der Einfluss der Backenbefestigungsart auf die Spannbackensteifigkeit wurden in Kapitel 5.3.3

und Kapitel 5.4.3 beschieben. Beim Vergleich der Gesamtsteifigkeiten sind folgende Ergebnisse zu erkennen, **Bild 5-41**:

- Die Funktion des Backenschnellwechsels ist mit einem Verlust an radialer Steifigkeit verbunden.
- Die Ausrüstung eines Fliehkraftausgleichssystems auf das Keilflächenfutter hat nur geringen Einfluss auf die Steifigkeit des Spannmittels.
- Der Vorteil einer großen Bohrung des Spannfutters ist mit einem Verlust an Kippsteifigkeit verbunden.
- Keilflächenfutter haben eine geringere Steifigkeit als Keilstangenfutter bei gleicher Größe der Befestigungsschrauben der Backen (vergleiche Bild 5-41 Nr. 11 und 12)
- Die von den Herstellern I und III gelieferten Keilflächenfutter sind mit massiveren Aufsatzbacken und dickeren Befestigungsschrauben ausgerüstet. Dadurch liegen die Gesamtsteifigkeiten in gleicher Größenordnung wie beim Keilstangenfutter. Die massiven Aufsatzbacken beschränken jedoch die Anwendung bei hohen Drehzahlen.

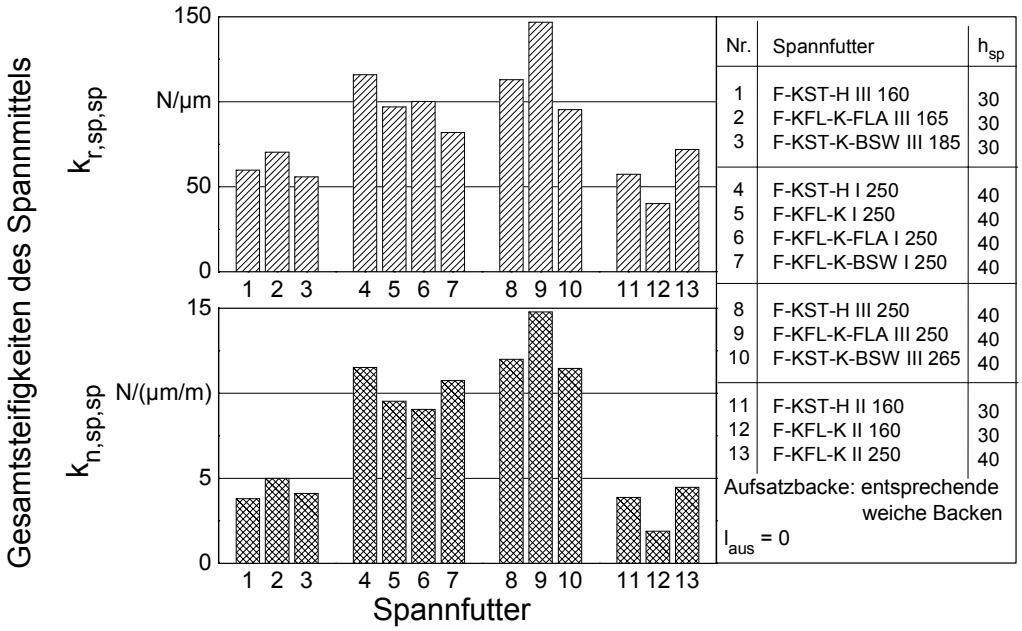


Bild 5-41: *Gesamtsteifigkeiten von Spannmitteln*

Einfluss des Spannbackentyps

Für verschiedene Spannaufgaben kann ein Spannfutter mit verschiedenen Aufsatzbacken ausgerüstet werden. Dadurch wird die Gesamtsteifigkeit des Spannmittels von der unterschiedlichen Aufsatzbackensteifigkeiten beeinflusst, **Bild 5-42**. Bei der Befestigung der harten Backen mit den zwei hinteren Schrauben (HB-Hin, Bild 4-4) ist die radiale Gesamtsteifigkeit 27 % weicher als bei weichen Backen.

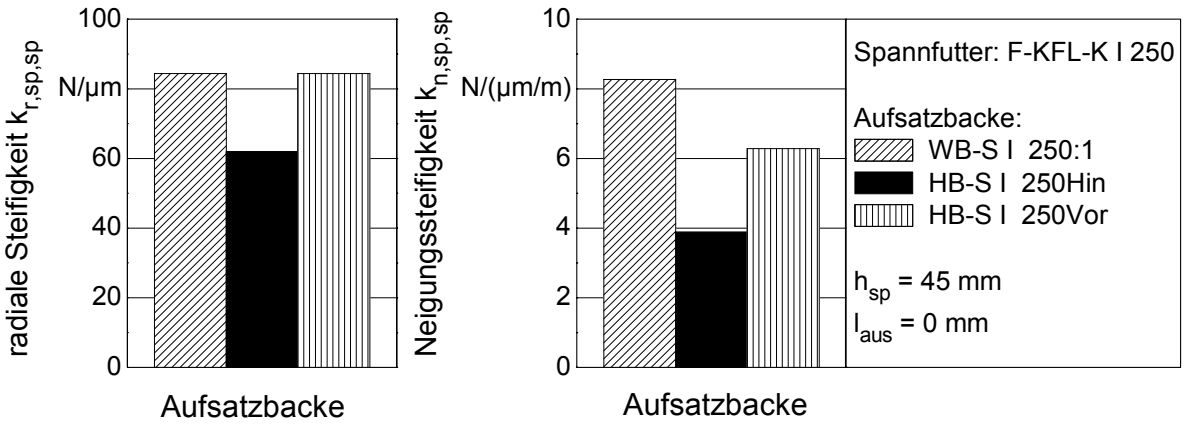


***Bild 5-42**: Gesamtsteifigkeiten bei verschiedenen Aufsatzbacken*

Vergleich der berechneten und gemessenen Gesamtsteifigkeiten

Aufgrund zahlreicher Messwerte der Gesamtsteifigkeiten mit den variierten Anwendungsparametern ist ein bildlicher Vergleich aller Ergebnisse nicht möglich. Deshalb werden nur ausgewählte Gesamtsteifigkeiten in Abhängigkeit von dem Spannabstand und der radialen Position der Spannbacken dargestellt. **Bild 5-43** zeigt den Vergleich von Rechnung und Messung für ein kraftbetätigtes Keilstangenfutter mit Backenschnellwechselsystem und für ein kraftbetätigtes Keilflächenfutter in Abhängigkeit vom Spannstand. Der Vergleich von Rechnung und Messung in Abhängigkeit von der radialen Position ist für ein kraftbetätigtes Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich, ein kraftbetätigtes Keilstangenfutter mit Backenschnellwechselsystem und ein handbetätigtes Keilstangenfutter in **Bild 5-44** dargestellt. Generell ist festzustellen, dass die berechneten Gesamtsteifigkeiten eine durchgängig gute Übereinstimmung mit den gemessenen Steifigkeiten zeigen.

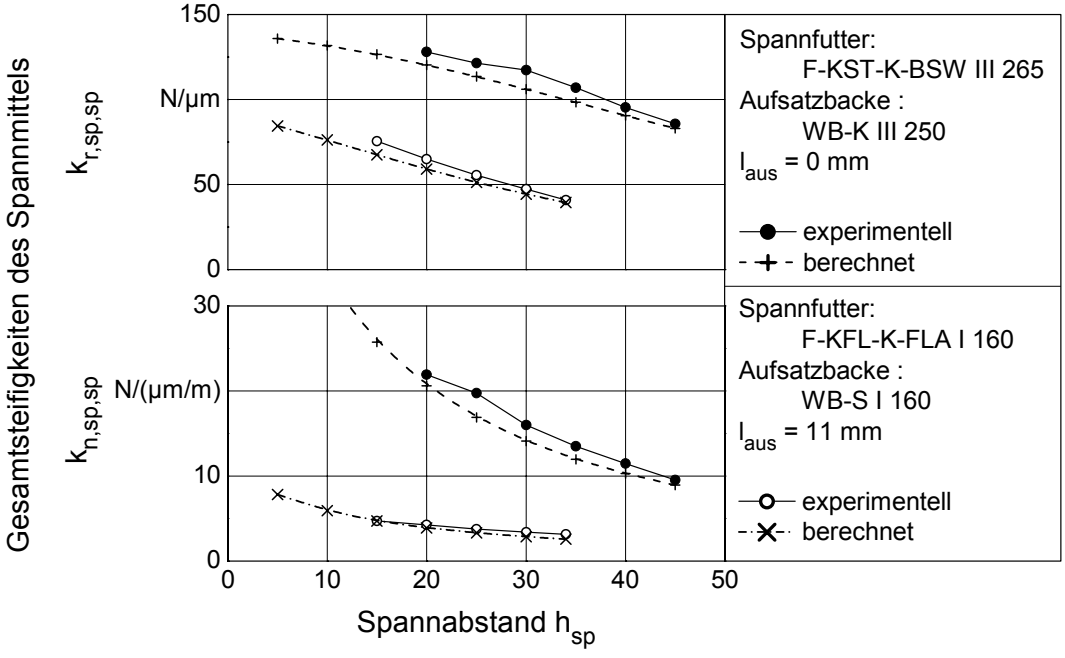


***Bild 5-43:** Gesamtsteifigkeiten von Spannmitteln in Abhängigkeit vom Spannabstand*

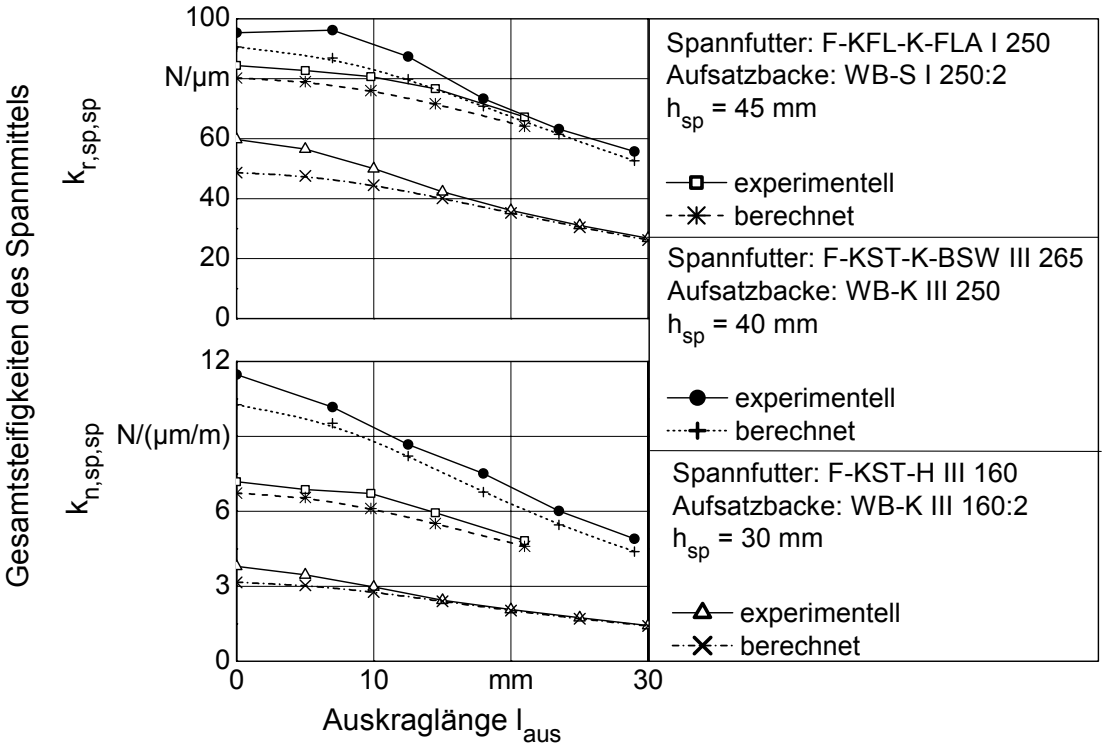


Bild 5-44: *Gesamtsteifigkeiten von Spannmitteln in Abhängigkeit von der radialen Position der Spannbacken*

5.5.3 Verformungsanalyse der Spannmittel unter Spannkrafteinwirkung

Ergänzend zu den Steifigkeitsuntersuchungen wurde eine Verformungsanalyse der Spannmittel durchgeführt. Dadurch kann der Anteil der im Kraftfluss liegenden Bauteile und Fügestellen an der Gesamtverformung untersucht werden sowie konstruktive Maßnahmen zur Erhöhung der Gesamtsteifigkeit definiert werden [127].

Die an der Spannstelle infolge einer Spannkraft entstehenden Gesamtverformung setzt sich aus der Starrkörperbewegung der Grundbacke, der Eigenverformung der Grundbacke, der Starrkörperbewegung der Aufsatzbacke sowie der Eigenverformung der Aufsatzbacke zusammen**, Bild 5-45, 5-46** und **5-47**. Die jeweilige Größe wird bestimmt, indem man die entsprechend experimentell gemessene und/oder mit Hilfe der FEM berechnete Teilverformung auf die Spannstelle projiziert. Im Vergleich zur Starrkörperbewegung hat die Eigenverformung einen relativ kleinen Anteil an der Gesamtverformung. Das heißt, die Nachgiebigkeiten der Verbindungen haben einen hohen Anteil an der Gesamtnachgiebigkeit.

Den größten Anteil an der radialen Gesamtverlagerung hat die Starrkörperbewegung der Grundbacke aufgrund des weichen Spanngetriebes und des langen Hebelarms der Backenspannkraft. Beispielsweise ist beim Spannfutter F-KST-K-BSW III 265 über 50 % der radialen Gesamtnachgiebigkeit auf die Starrkörperbewegung der Grundbacke zurückzuführen, **Bild 5-48**. Davon sind 90 % durch die Verformung des Spanngetriebes bedingt. Zur Erhöhung der radialen Gesamtsteifigkeit ist es daher besonders wichtig, das Spanngetriebe zu versteifen.

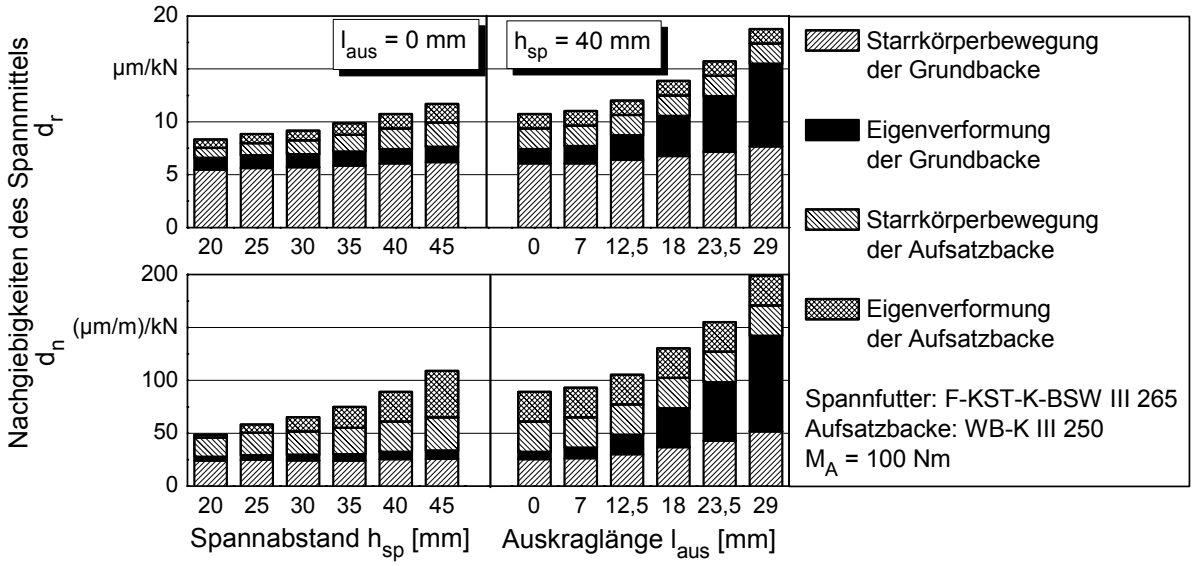


Bild 5-45: *Verformungsanalyse an einem kraftbetätigten Keilstangenfutter*

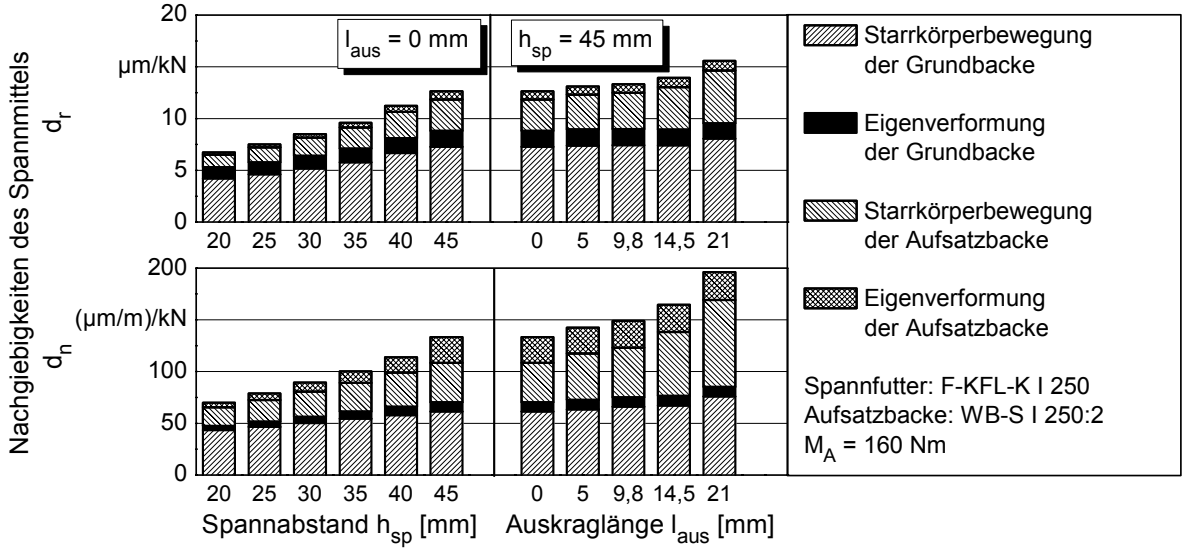


Bild 5-46: *Verformungsanalyse an einem kraftbetätigten Keilflächenfutter*

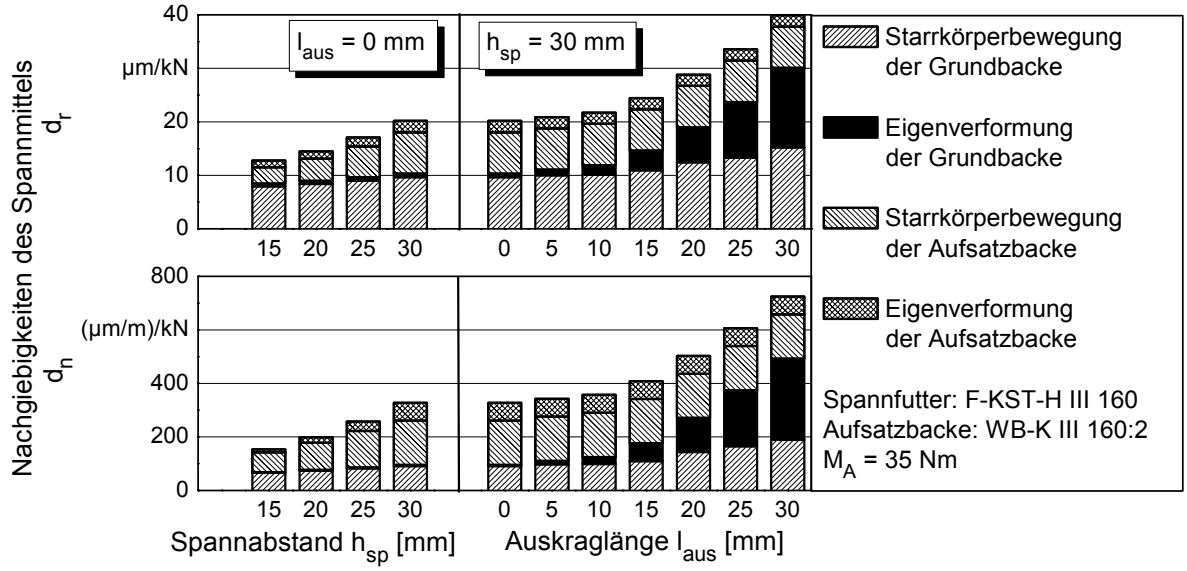


Bild 5-47: *Verformungsanalyse an einem handbetätigten Keilstangenfutter*

Neben der Starrkörperkippung der Grundbacke hat die Starrkörperkippung der Aufsatzbacke großen Anteil an der gesamten Neigungsnachgiebigkeit, Bild 5-48. Zur Erhöhung der Gesamtneigungssteifigkeit ist es sinnvoll, ungeteilte Spannbacken zu verwenden um damit die Verbindung zwischen Grundbacke und Aufsatzbacke zu vermeiden.

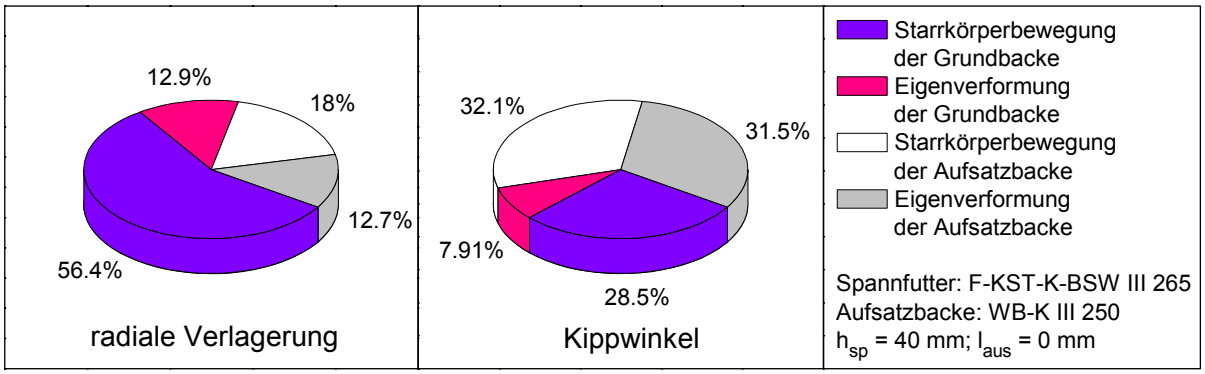


Bild 5-48: *Prozentuale Anteile an der Gesamtverformung*

Der Spannabstand wirkt sich auf die Gesamtverformung durch die Änderung des Hebelarms der Backenspannkraft aus. Je größer der Spannabstand ist, desto größer sind die Nachgiebigkeiten.

Im Gegensatz zum Keilstangenfutter, bei dem die Auskraglänge der Grundbacken sich durch die Änderung der geführten Backenlänge sowie der Biegung der Grundbacke auf die Gesamtverformung auswirkt, hat die Auskraglänge der Aufsatzbacke beim Keilflächenfutter relativ geringe Auswirkungen auf die Grundbackenverformung. Die Änderung der Gesamtverformung ist hauptsächlich auf die von der Stützlänge der Aufsatzbacke abhängige Starrkörperkippung der Aufsatzbacke zurückzuführen.

Durch Vergleich der Starrkörperbewegungen der Grundbacken wird deutlich, dass Keilflächenfutter eine höhere radiale Steifigkeit jedoch geringere Kippsteifigkeit als Keilstangenfutter haben.

5.6 Ermittlung der Steifigkeiten des Futterkörpers/-kolbens unter Fliehkrafteinfluss

Bei der Futterrotation treten an den Spannbacken und dem Futterkörper/-kolben Fliehkräfte auf. Die an einer Grund- oder Aufsatzbacke angreifende Fliehkraft kann als Einzelkraft in den Backenschwerpunkt angesehen werden. Die Verformungen des Spannmittels unter Einwirkung der Backenfliehkräfte sind daher aus den spannfutter- und spannbackenspezifischen Steifigkeitsparametern unter Spannkrafteinwirkung und aus den Backenschwerpunktlagen zu bestimmen, Kapitel 6.2. Die Vorformung des Futterkörpers/-kolbens unter Fliehkrafteinfluss bzw. die Auswirkung der Futterkörper/-kolbenfliehkraft auf die Spannfutteraufweitung wurde mit Hilfe der FE-Methode untersucht. **Bild 5-49** zeigt die Berechnungsergebnisse für ein Keilstangenfutter und zwei Keilflächenfutter. Beim Keilstangenfutter sind die Verzahnungstei-

le, welche die radiale Bewegung der Grundbacken ermöglichen, im Futterkörper integriert. Dadurch bedingt die Verformung des Futterkörpers eine Verlagerung an der Spannstelle. Beim Keilflächenfutter bedingt die Fliehkraft am Futterkolben eine radiale Verlagerung der Keilflächen, die Fliehkraft am Futterkörper verursacht eine Kippung der Backenführungen.

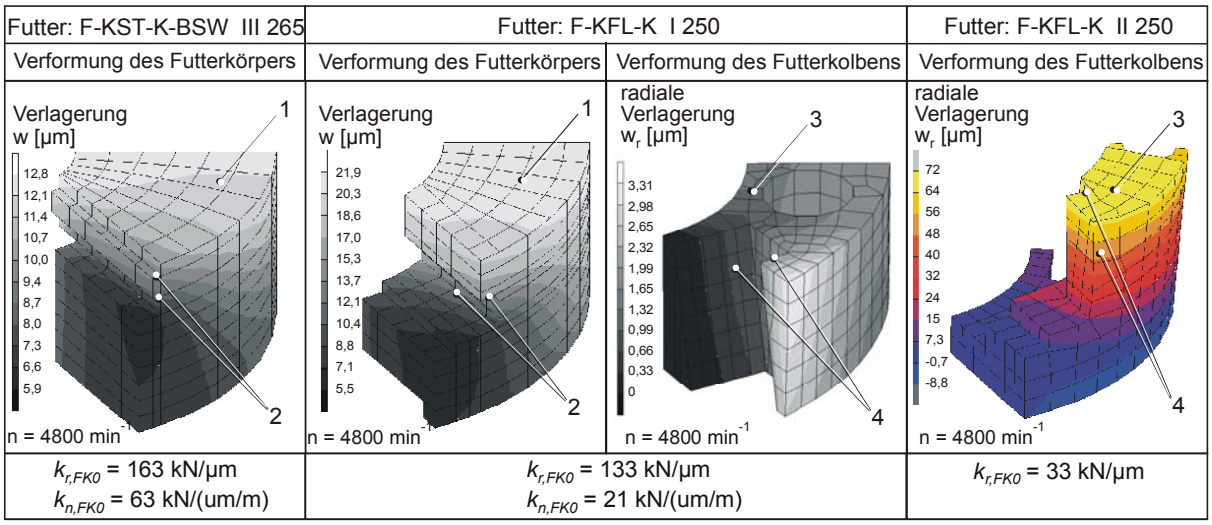


Bild 5-49: *Verformungen von Futterkörpern/-kolben unter Fliehkrafteinfluss*
(1: Futterkörper, 2: Backenführungen, 3: Futterkolben, 4: Keilflächen)

Aus den Abmessungen und der Masse des Futters, Tabelle 4-1, lässt sich die Fliehkraft des Futterkörpers/-kolbens in Abhängigkeit von der Drehzahl abschätzen nach:

$$F_{FlB,FK} = m_F \cdot \frac{{d_F}^3 - {d_{FB}}^3}{3 \cdot \left({d_F}^2 - {d_{FB}}^2\right)} \cdot \left(\frac{\pi \cdot n}{30}\right)^2 . \qquad (5\text{-}25)$$

Das Verformungsverhalten des Futterkörpers/-kolbens unter Fliehkrafteinfluss wird durch die in der Mittelebene der Backenführungen ermittelte grundlegende radiale Verlagerungssteifigkeit $k_{r,FK0}$ und Neigungssteifigkeit $k_{n,FK0}$ gekennzeichnet. Die in Bild 5-49 dargestellte Backenführungskippung des Futterkörpers beim Keilflächenfutter ist aufgrund seiner breiteren Backenbreite und seines größeren Innendurchmessers höher als die beim Keilstangenfutter. Die radiale Verlagerung der Keilflächen des Futterkolbens beim Keilflächenfutter wird vom Kolbendurchmesser und der Kolbenstruktur stark beeinflusst. Beispielsweise erreicht die grundlegende radiale Verlagerungssteifigkeit bei dem Keilflächenfutter mit großer Bohrung F-KFL-K II 250 nur 25 % der des Spannfutters F-KFL-K I 250, welches einen geschlossenen Futterkolben hat.

5.7 Ermittlung der tangentialen Futtersteifigkeiten

Während der Bearbeitung erzeugt das Drehmoment eine Tangentialkraft an der Aufsatzbacke. Unter dem Einwirken dieser Tangentialkraft entstehen an der Spannstelle eine tangentiale Verlagerung und eine Kippung in tangentialer Richtung, welche die

Bearbeitungsgenauigkeit beeinflussen. Um die tangentialen Steifigkeiten zu ermitteln, wurde ein Versuchsstand aufgebaut, mit dessen Hilfe es möglich ist, ein Spannfutter durch eine Tangentialkraft an den Spannflächen der Aufsatzbacken zu belasten, **Bild 5-50**. Das zu untersuchende Spannfutter wurde über einen Zwischenflansch auf die Spindel einer CNC-Drehmaschine Typ CT-40 der Firma Gildemeister GmbH, Bielefeld [160], montiert. Die Verbindung des Futterkolbens mit der Zugstange des hydraulischen Spannzylinders erfolgte über einen Gewindeadapter. Das Drehmoment wurde durch einen Drehmomentschlüssel in das eingespannte Werkstück eingeleitet. Das maximale Drehmoment beträgt 300 Nm, wodurch eine maximale Tangentialkraft von 2,5 kN bei einem Spanndurchmesser von 80 mm wirkt. Die Messung des Drehmomentes bzw. der Tangentialkraft an der Aufsatzbacke erfolgte über eine tangential zur Drehachse angeordnete Kraftmessdose, die einerseits mit dem Spannfutter und anderseits mit dem Maschinenbett verbunden ist. Die an jeder Spannbacke einwirkende Tangentialkraft kann mit Hilfe der gemessenen Kraft F_{Dose} berechnet werden:

$$F_{uB} = \frac{2}{3} \cdot \frac{F_{Dose} \cdot r_{Dose}}{d_{sp}} . \qquad (5\text{-}26)$$

Die tangentiale Verlagerung und die Kippung in tangentialer Richtung an der Spannstelle wurden mit zwei Wegaufnehmern gemessen.

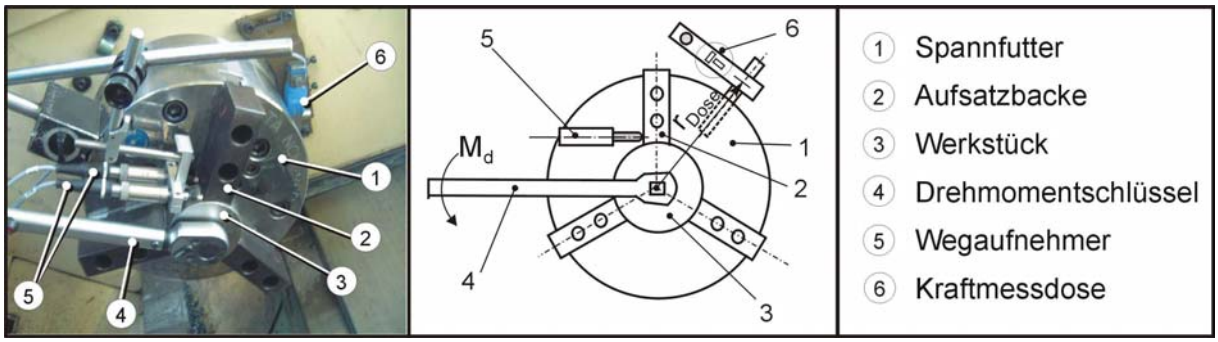


Bild 5-50: *Versuchsaufbau zur Ermittlung der tangentialen Futtersteifigkeiten*

Bild 5-51 zeigt die ermittelten tangentialen Futtersteifigkeiten. Aufgrund der Kippung der Spannbacken hat ein hoher Spannabstand negativen Einfluss auf die tangentiale Futtersteifigkeit. Die Auswirkungen der radialen Position der Spannbacken auf die tangentiale Futtersteifigkeit sind jedoch relativ gering. Das Keilflächenfutter F-KFL-K II 160 hat aufgrund seiner breiteren Backenführungen eine größere tangentiale Steifigkeit als das Keilstangenfutter F-KST-K-BSW III 185.

Zum Vergleich sind die gesamten radialen Steifigkeiten neben den tangentialen Steifigkeiten für ein Keilstangenfutter in **Bild 5-52** dargestellt. Es wird deutlich, dass die radiale Verlagerungssteifigkeit insbesondere bei kurzem Spannabstand kleiner als die tangentiale Verlagerungssteifigkeit ist. Die stärkere Auswirkung des Spannabstandes auf die tangentiale Futtersteifigkeit ist durch die größere Eigenverformung der Spannbacken in tangentialer Richtung bedingt.

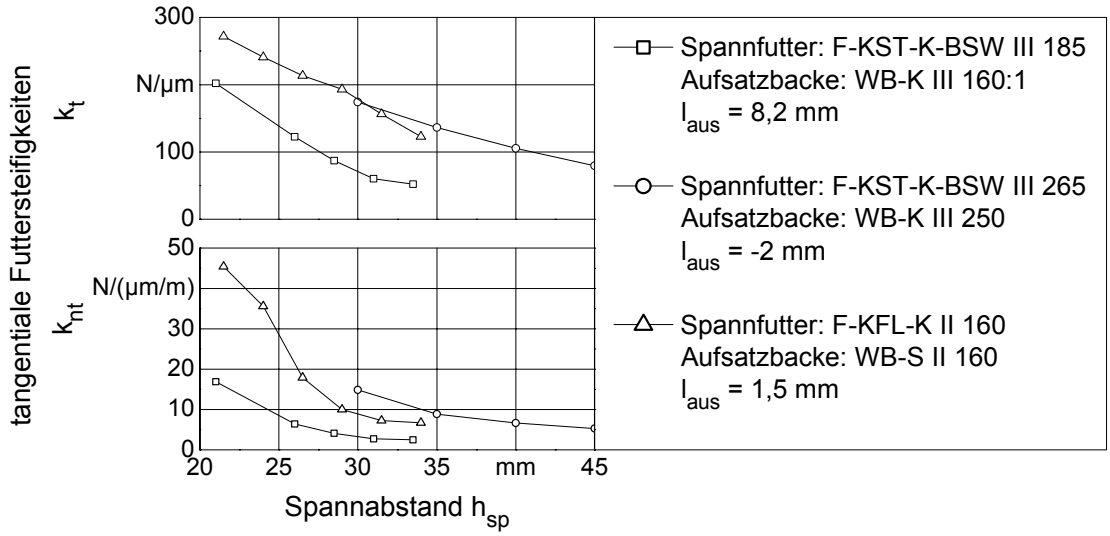


Bild 5-51: *Tangentiale Futtersteifigkeiten*

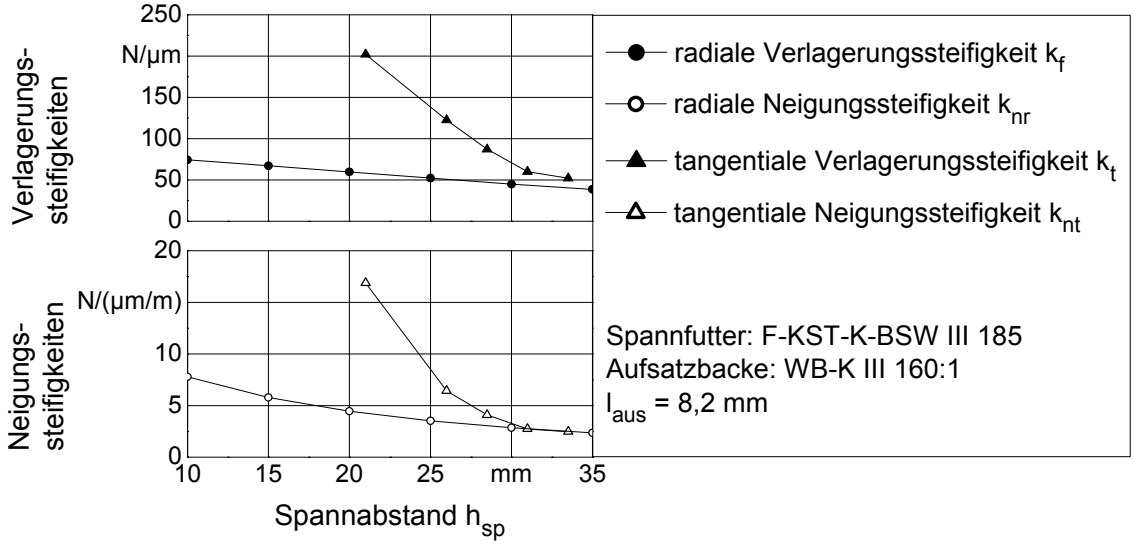


Bild 5-52: *Tangentiale und radiale Futtersteifigkeiten*

5.8 Ermittlung der axialen Futtersteifigkeiten

Die während der Bearbeitung am Werkstück auftretenden Axialkräfte und Kippmomente verursachen eine Axialkraft an jeder Spannbacke. Die axiale Steifigkeit kennzeichnet die axiale Verlagerung der Spannfläche unter dem Einwirken der Axialkraft. Zur Ermittlung der Axialsteifigkeit des Spannfutters wurde ein Versuchsstand aufgebaut, **Bild 5-53**. Wie bei der experimentellen Untersuchungen der Tangentialsteifigkeit wurde die Ermittlung der Axialsteifigkeit auf einer CNC-Drehmaschine durchgeführt. Durch axiale Bewegung des Werkzeugrevolvers der Drehmaschine wurde eine Axialkraft über eine Kraftmessdose am eingespannten Werkstück eingeleitet. Die auf jede Aufsatzbacke einwirkende Axialkraft F_{aB} ist ein Drittel der mit der Kraftmessdose ermittelten Axialkraft. Die Messung der axialen Verlagerung der Aufsatzbacke erfolgte über einen nah an der Spannfläche axial angeordneten Wegaufnehmer.

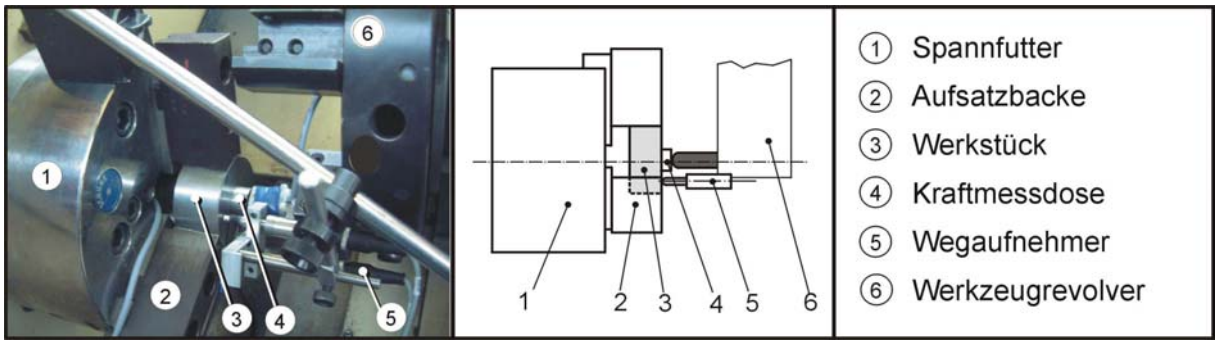
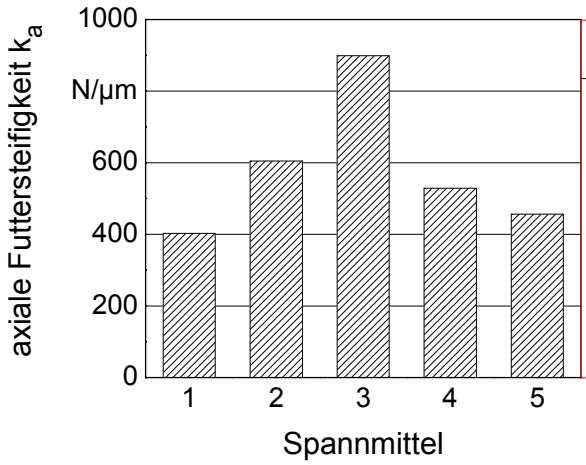


Bild 5-53: *Versuchsaufbau zur Ermittlung der axialen Futtersteifigkeiten*

Die ermittelten axialen Futtersteifigkeiten sind beispielhaft in **Bild 5-54** dargestellt. Die radiale Position der Spannbacke und die Spannflächentiefe sind zwei wesentliche Einflussgrößen auf die axiale Futtersteifigkeit. Generell ist festzustellen, dass die Reduzierung der Spannflächetiefe a_{sp} und Verkürzung der Auskraglänge l_{aus} eine positive Auswirkung auf die axiale Futtersteifigkeit haben.



Nr.	Spannfutter/Aufsatzbacke	a_{sp}	l_{aus}
1	F-KST-K-BSW III 185/ WB-K III 160:1	17	8,2
2	F-KST-K-BSW III 265/ WB-K III 250	34	-2
3	F-KST-K-BSW III 265/ HB-K III 250	20,5	-15,5
4	F-KFL-K II 160/ WB-S II 160	16	1,5
5	F-KFL-K-FLA III 250/ WB-S III 250	46	20,4

Bild 5-54: *Axiale Futtersteifigkeiten*

5.9 Zusammenfassung

Als Grundlage für das zu entwickelnde analytische Spannkraftberechnungsmodell wurden die Steifigkeiten der zu untersuchenden Spannmittel mit Hilfe von theoretischen Analysen, experimentellen Untersuchungen und FEM-Berechnungen ermittelt. Die an der Spannstelle entstehende Gesamtsteifigkeit unter Spannkrafteinwirkung setzt sich aus der Spannfutter- und der Spannbackensteifigkeit zusammen, die durch die spannfutter- und aufsatzbackenspezifischen Steifigkeitsparameter in Abhängigkeit der Anwendungsparameter, wie Spannabstand und radiale Position der Spannbacken, analytisch beschrieben werden können. Die Steifigkeitsparameter werden von den geometrischen und mechanischen Eigenschaften des Spannmittels bedingt und sollten zukünftig von Spannmittelherstellern angegeben werden. Die Verformungsanalyse der Spannmittel unter Spannkrafteinwirkung zeigt, dass ein steifes Spanngetriebe, eine lange Backenführung und eine hohe Stützlänge der Aufsatzbacke auf der Grundbacke zu einer Erhöhung der Steifigkeiten des Spannmittels führen.

6 Ermittlung des dynamischen Spannkraftverlaufs

6.1 Allgemeines

Eine grundlegende Problematik bei der Rotation des Backenfutters liegt in der an den Spannbacken angreifenden Fliehkraft, die bei Außenspannung eine Reduzierung der wirksamen Spannkraft verursacht. Die wirksame Spannkraft muss größer als die notwendige Mindestspannkraft zur Aufnahme der Prozesskräfte sein, da sonst das Werkstück aus dem Futter gerissen wird [75]. Die Fliehkraft der Spannbacken ist abhängig von der Drehzahl, der Backenmasse und dem Schwerpunktsabstand der Backen von der Drehachse. Da die Fliehkraft nicht linear, sondern mit dem Quadrat der Drehzahl ansteigt, hat sie starken Einfluss auf den Spannkraftverlust und setzt damit Grenzen bei der Drehbearbeitung mit hohen Schnittgeschwindigkeiten. Die Kenntnis des dynamischen Spannkraftverlaufs bzw. eine genaue Berechnung der Spannkraftänderung ist für eine sichere Drehbearbeitung und den Einsatz von Spannfuttern bei hohen Drehzahlen von besonderer Bedeutung.

Nach Richtlinie VDI 3106 [155] wird bei der Berechnung der notwendigen Spannkraft die gesamte auftretende Fliehkraft der Spannbacken als spannkraftreduzierend angesetzt. Diesem Vorgehen liegt die Annahme eines unverformten Werkstücks und Spannfutters zugrunde. Da in der Realität das Spannfutter und das Werkstück endliche Steifigkeiten haben, wirkt nur ein Teil der Fliehkraft spannkraftreduzierend, Bild 3-3. Die Auswirkung der Fliehkraft auf den Spannkraftverlust bei Außenspannung wird von den Systemsteifigkeiten bzw. der Werkstück- und Spannfuttersteifigkeit beeinflusst [123, 126].

Bild 2-29 zeigt den Einfluss der Werkstücksteifigkeit auf den dynamischen Spannkraftverlauf eines Dreibackenfutters bei Außenspannung. WAGNER [123] hat ein Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Werkstücksteifigkeit entwickelt, wonach die sogenannte reduzierte Radialsteifigkeit des Werkstücks genau berechnet werden kann.

Die spannfutterseitige Steifigkeit wird durch das Nachgiebigkeitsverhalten der im Kraftfluss liegenden Elemente, wie Spanngetriebesystem, Futterkörper, Grundbacke, Aufsatzbacke, und ihrer Verbindungen bestimmt. Nach WARNECKE [126] wird bei der Berechnung des Spannkraftverlustes das Steifigkeitsverhalten des Spannfutters mit einer radialen Futtersteifigkeit und einer konstanten Kippsteifigkeit beschrieben. Damit wird die Verformung der Spannbacke als eine Starrkörperbewegung angenommen. Desweiteren wird angenommen, dass die Fliehkräfte von Grundbacken und Aufsatzbacken die gleiche Wirkweise auf die an der Spannstelle verursachte radiale Verlagerung haben. Diese Annahmen führen zu einer ungenauen Berechnung des Spannkraftverlustes. Für Spannfutter neuer Bauart, wie Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich, ist diese Berechnungsmethode ungültig. Mit den im Kapitel 5 entwickelten Beschreibungsmodellen der Steifigkeiten von Spannmitteln wird in diesem Kapitel ein neues, möglichst allgemeingültiges Berechnungsmodell zur genauen Be-

stimmung des Spannkraftverlustes entwickelt. Das Berechnungsmodell wird mit Hilfe von FEM-Analysen und experimentellen Untersuchungen validiert.

6.2 Theoretische Analyse des Spannkraftverlustes

Bei Außenspannung treten an den Spannbacken und dem Futterkörper/-kolben Fliehkräfte auf, welche die Spannbacken radial nach außen verlagern und dadurch einen Verlust der auf dem Werkstück wirkenden Spannkraft verursachen:

$$F_{sp} = F_{sp0} - \Delta F_{sp} \text{ oder } F_{spB} = F_{spB0} - \Delta F_{spB}\,. \tag{6-1}$$

Die auftretenden Fliehkräfte ändern die Verspannung und bewirken an der Spannstelle eine zusätzliche radiale Verlagerung, die an der Werkstückseite und an der Spannfutterseite immer gleich ist. Es gilt also:

$$\Delta w_{w,sp} = \Delta w_{F,sp}\,. \tag{6-2}$$

Die werkstückseitige Verlagerung ist abhängig vom Verlust der Spannkraft und der Werkstücksteifigkeit:

$$\Delta w_{w,sp} = \frac{\Delta F_{spB}}{k_{red,w}}\,. \tag{6-3}$$

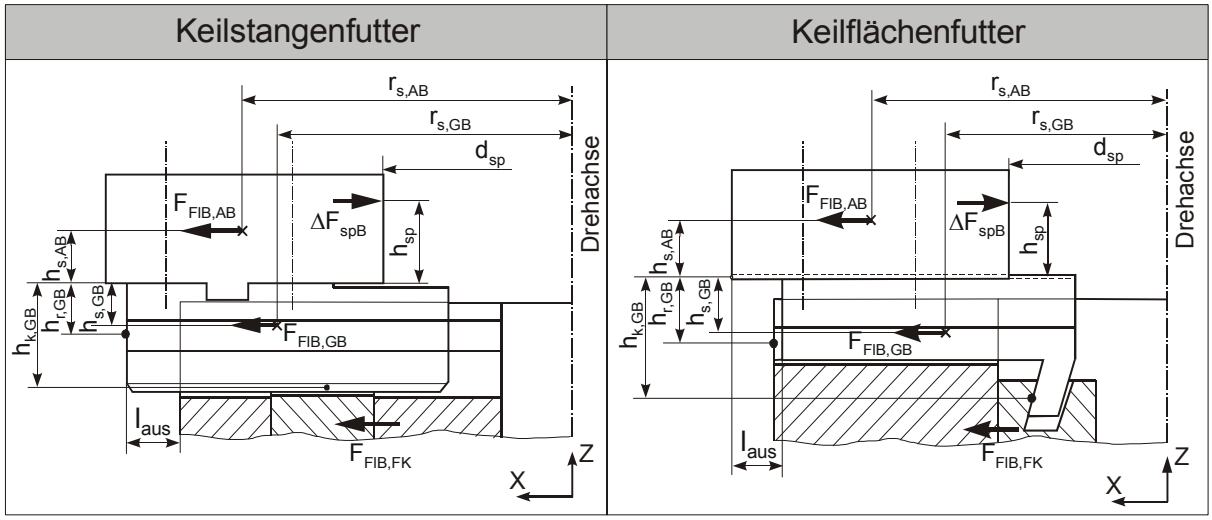


Bild 6-1: *Spannfutterseitige Kraftänderung infolge der Rotation des Futters*

Bild 6-1 zeigt die am Spannfutter angreifenden und sich infolge der Rotation des Futters verändernden Kräfte. Die Verlagerungen an der Spannstelle unter Wirkung der Aufsatzbackenfliehkraft $F_{FIB,AB}$ und des Backenspannkraftverlustes ΔF_{spB} werden durch die Spannfutter- und Aufsatzbackennachgiebigkeit bestimmt. Dagegen wird die Verlagerung unter Wirkung der Grundbackenfliehkraft $F_{FIB,GB}$ nur durch die Spannfuttternachgiebigkeit bestimmt. Die Verlagerung infolge der Fliehkraft des Futterkörpers/-kolbens $F_{FIB,FK}$ wird durch seine Steifigkeit unter Fliehkrafteinfluss bestimmt. Diese

Verlagerungen setzen sich zur futterseitigen Verlagerung zusammen. Die futterseitige radiale Verlagerung ergibt sich somit nach:

$$\Delta w_{F,sp} = -\left(\frac{\Delta F_{spB}}{k_{r,GB,sp}} + \frac{\Delta F_{spB}}{k_{r,AB,sp}}\right) + \frac{F_{FlB,AB}}{k_{r,GB,AB}} + \frac{F_{FlB,AB}}{k_{r,AB,AB}} + \frac{F_{FlB,GB}}{k_{r,GB,GB}} + \frac{F_{FlB,FK}}{k_{r,FK,FK}}. \quad (6\text{-}4)$$

Hierin ist $k_{r,M,N}$ die radiale Verlagerungssteifigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung des Bauelementes M (M = GB (Futtereinheit), AB (Aufsatzbacke), FK (Futterkörper/-kolben)) unter Einwirkung der Kraft N (N = GB (Fliehkraft der Grundbacke), AB (Fliehkraft der Aufsatzbacke), FK (Fliehkraft des Futterkörpers/-kolbens), sp (Spannkraft)). Die Steifigkeiten $k_{r,GB,sp}$ und $k_{r,AB,sp}$ setzen sich zur Gesamtsteifigkeit des Spannmittels $k_{r,sp,sp}$ zusammen und können nach dem in Kapitel 5.2 beschriebenen Modell berechnet werden. Die radiale Verlagerungssteifigkeit an der Spannstelle unter Wirkung der Backenfliehkräfte wird durch Projektion der an den Backenschwerpunkte entstehenden radialen Verlagerungssteifigkeiten und Neigungssteifigkeiten bestimmt. Es gilt beim Keilstangenfutter mit Kreuzversatz:

$$k_{r,GB,GB} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,GB}} + \frac{\left(h_{k,GB} - h_{s,GB}\right)\cdot\left(h_{sp} + h_{r,GB}\right)}{k_{k,GB0}} \cdot \left(1 + \left(\frac{l_{aus}}{l_{ref,aus}}\right)^2\right)}, \quad (6\text{-}5)$$

$$k_{r,GB,AB} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,GB}} + \frac{\left(h_{k,GB} + h_{s,AB}\right)\cdot\left(h_{sp} + h_{r,GB}\right)}{k_{k,GB0}} \cdot \left(1 + \left(\frac{l_{aus}}{l_{ref,aus}}\right)^2\right)} \text{ und} \quad (6\text{-}6)$$

$$k_{r,AB,AB} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,AB0}} + \frac{{h_{s,AB}}^2}{k_{k,AB0}} \cdot A_k - \frac{{h_{AB0}}^2}{k_{k,AB0}} \cdot B_k + \frac{h_{s,AB}\cdot\left(h_{sp} - h_{s,AB}\right)}{k_{k,AB0}} \cdot C_k} \quad (6\text{-}7)$$

mit $A_k = \dfrac{1 + \dfrac{2\cdot h_{s,AB}}{3\cdot h_{ref,AB}}}{1 + \dfrac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}}$, $B_k = \dfrac{1 + \dfrac{2\cdot h_{AB0}}{3\cdot h_{ref,AB}}}{1 + \dfrac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}}$ und $C_k = \dfrac{1 + \dfrac{h_{s,AB}}{h_{ref,AB}}}{1 + \dfrac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}}$.

Beim Keilflächenfutter mit Spitzverzahnung gilt:

$$k_{r,GB,GB} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,GB}} + \frac{\left(h_{k,GB} - h_{s,GB}\right)\cdot\left(h_{sp} + h_{r,GB}\right)}{k_{k,GB0}}}, \quad (6\text{-}8)$$

$$k_{r,GB,AB} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,GB}} + \frac{\left(h_{k,GB} + h_{s,AB}\right)\cdot\left(h_{sp} + h_{r,GB}\right)}{k_{k,GB0}}} \text{ und} \quad (6\text{-}9)$$

$$k_{r,AB,AB} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,AB0}} + \frac{h_{s,AB}^{\,2}}{k_{k,AB0}} \cdot A_s - \frac{h_{AB0}^{\,2}}{k_{k,AB0}} \cdot B_s + \frac{h_{s,AB} \cdot \left(h_{sp} - h_{s,AB}\right)}{k_{k,AB0}} \cdot C_s} \tag{6-10}$$

mit $A_s = \frac{1 + \frac{2 \cdot h_{s,AB}}{3 \cdot h_{ref,AB}} + \left(\frac{l_{aus}}{l_{ref,aus}}\right)^2}{1 + \frac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}}$, $B_s = \frac{1 + \frac{2 \cdot h_{AB0}}{3 \cdot h_{ref,AB}}}{1 + \frac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}}$ und $C_s = \frac{1 + \frac{h_{s,AB}}{h_{ref,AB}} + \left(\frac{l_{aus}}{l_{ref,aus}}\right)^2}{1 + \frac{h_{AB0}}{h_{ref,AB}}}$.

Aus den grundlegenden Steifigkeiten des Futterkörpers/-kolbens in der Mittelebene der Backenführungen unter Fliehkrafteinfluss, Kapitel 5.6, resultiert die radiale Verlagerungssteifigkeit an der Spannstelle:

$$k_{r,FK,FK} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,FK0}} + \frac{h_{sp} + h_{r,GB}}{k_{n,FK0}}}. \tag{6-11}$$

Mit den Gleichungen (6-2) bis (6-4) ergibt sich der Backenspannkraftverlust zu:

$$\Delta F_{spB} = \frac{\frac{F_{FlB,AB}}{k_{r,GB,AB}} + \frac{F_{FlB,AB}}{k_{r,AB,AB}} + \frac{F_{FlB,GB}}{k_{r,GB,GB}} + \frac{F_{FlB,FK}}{k_{r,FK,FK}}}{\frac{1}{k_{red,w}} + \frac{1}{k_{r,GB,sp}} + \frac{1}{k_{r,AB,sp}}}. \tag{6-12}$$

Unter Annahme einer unendlich hohen Werkstücksteifigkeit $k_{red,w}$ ergibt sich die *an der Spannstelle wirksame Fliehkraft* zu:

$$F_{FlB,wirk} = \chi_{AB} \cdot F_{FlB,AB} + \chi_{GB} \cdot F_{FlB,GB} + \chi_{FK} \cdot F_{FlB,FK} \tag{6-13}$$

mit

$$\chi_{AB} = \left(\frac{1}{k_{r,GB,AB}} + \frac{1}{k_{r,AB,AB}}\right) \cdot k_{r,sp,sp}, \tag{6-14}$$

$$\chi_{GB} = \frac{k_{r,sp,sp}}{k_{r,GB,GB}} \text{ und} \tag{6-15}$$

$$\chi_{FK} = \frac{k_{r,sp,sp}}{k_{r,FK,FK}}. \tag{6-16}$$

Aufgrund der außerhalb der Backenschwerpunktebene wirksamen Spannkraft, ist die Fliehkraft nicht zu 100 % an der Spannstelle wirksam. Dieser Einfluss wird mit entsprechenden *Kippeinflussfaktoren* χ_{AB}, χ_{GB} und χ_{FK} berücksichtigt. Aus den Gleichungen (6-12) bis (6-16) folgt die Berechnung des Spannkraftverlustes:

$$\Delta F_{spB} = F_{FlB,wirk} \cdot \frac{1}{1+\frac{k_{r,sp,sp}}{k_{red,w}}}$$
$$= \sum_i \chi_i \cdot F_{FlB,i} \cdot \frac{1}{1+\frac{k_{r,sp,sp}}{k_{red,w}}} \quad (i = AB,GB,FK,\ldots). \tag{6-17}$$

Das entsprechende Verspannungsschaubild ist in **Bild 6-2** dargestellt. Das Verhältnis des Backenspannkraftverlustes zur Summe der Fliehkräfte von Grund- und Aufsatzbacke wird als Einflussfaktor der Systemsteifigkeiten definiert:

$$\chi_{System} = \frac{\Delta F_{spB}}{F_{FlB,AB} + F_{FlB,GB}}. \tag{6-18}$$

Bei unendlicher Werkstücksteifigkeit ist der Systemsteifigkeitseinflussfaktor:

$$\chi_{wirk} = \frac{F_{FlB,wirk}}{F_{FlB,AB} + F_{FlB,GB}} \tag{6-19}$$

nicht nur abhängig vom Steifigkeitsverhalten des Spannmittels sondern auch vom Verhältnis der Aufsatzbacken- zur Grundbackenfliehkraft.

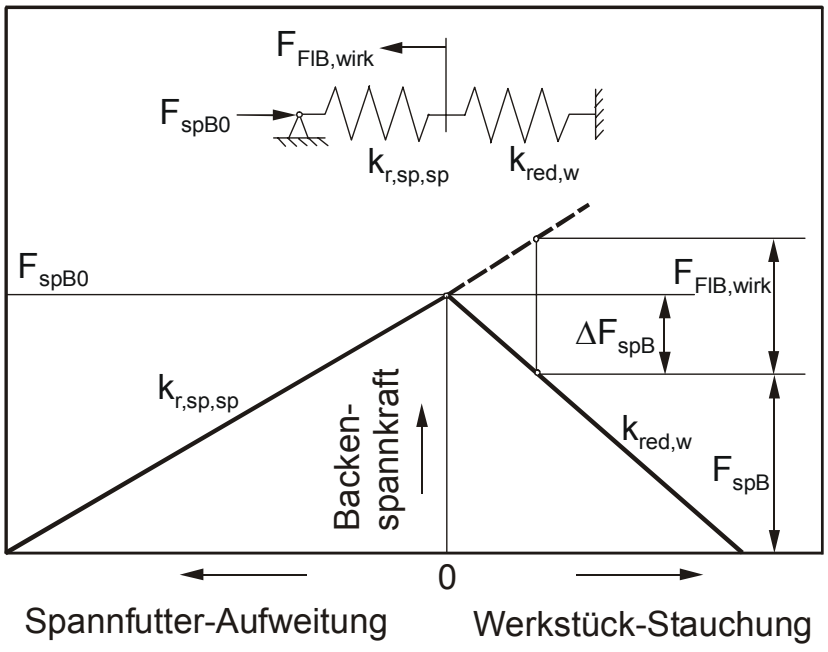


Bild 6-2: *Verspannungsschaubild zur Bestimmung des Spannkraftverlustes*

Die Gesamtsteifigkeit des Spannmittels $k_{r,sp,sp}$ sowie die Kippeinflussfaktoren χ_{AB}, χ_{GB} und χ_{FK} sind spannmittelspezifische Parameter und können für ein bestimmtes Spannmittel als Funktionen der Anwendungsparameter (h_{sp}, l_{aus}) dargestellt werden. Ein Beispiel zeigt die Kippeinflussfaktoren für ein Keilstangenfutter mit weichen Backen, **Bild 6-3**. Dass der Kippeinflussfaktor für die Fliehkraft der Grundbacke kleiner

als der für die Fliehkraft der Aufsatzbacke ist, ist dadurch bedingt, dass die Fliehkraft der Grundbacke nur durch die Spannfutternachgiebigkeit die radiale Verlagerung an der Spannstelle beeinflusst sowie einen größeren Abstand vom Backenschwerpunkt zur Spannstelle hat. Liegen die Spannkraft und die im Schwerpunkt der Aufsatzbacke angreifende Fliehkraft in einer Wirklinie, ergibt sich der Kippeinflussfaktor für Aufsatzbackenfliehkraft zu eins. Je höher der Spannabstand ist, desto geringer sind die Kippeinflussfaktoren infolge des Einflusses der Backenkippung.

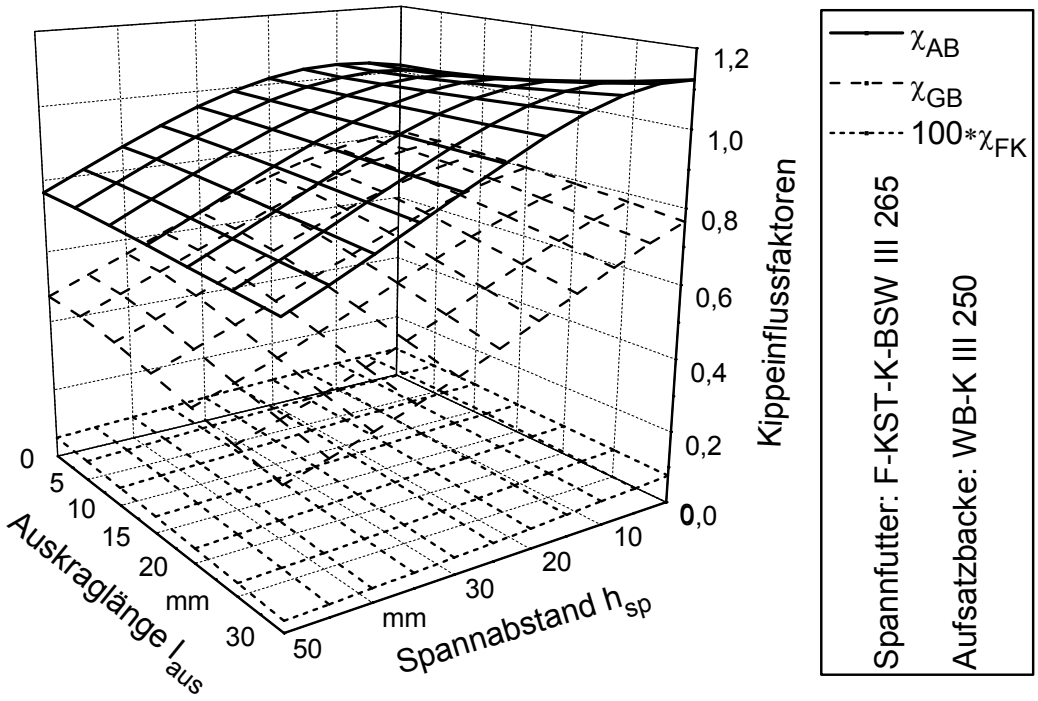


Bild 6-3: *Kippeinflussfaktoren*

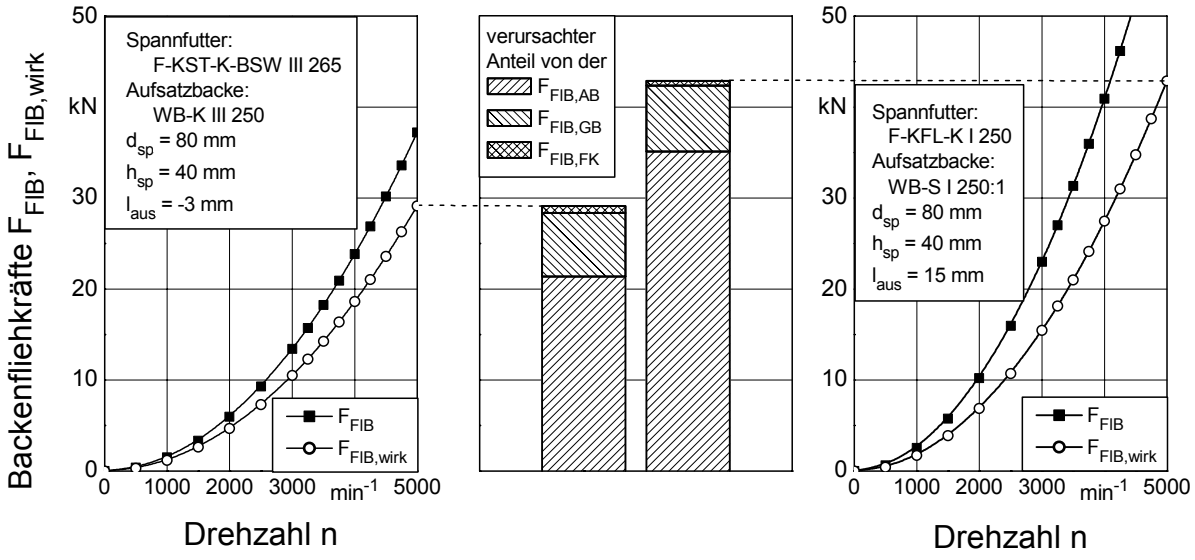


Bild 6-4: *Wirksame Fliehkraft an der Spannstelle*

Bild 6-4 zeigt die an der Spannstelle wirksame Fliehkraft für zwei Spannfutter. Aufgrund der Kippung der Spannbacken ist der Spannkraftverlust bei unendlicher Werk-

stücksteifigkeit kleiner als die Summe der Fliehkräfte von Grundbacke und Aufsatzbacke. Bei den in Bild 6-4 dargestellten Beispielen sind nur 78 % der Backenfliehkraft beim Keilstangenfutter und 67 % beim Keilflächenfutter an der Spannstelle wirksam. Durch genaue Kenntnis über das Steifigkeitsverhalten des Spannmittels sowie seinen Einfluss auf den Spannkraftverlust ist es möglich, das Potential des Spannmittels auszunutzen. Der von der Fliehkraft des Futterkörpers/-kolbens verursachte Anteil ist mit 2,6 % beim Keilstangenfutter und 1,2 % beim Keilflächenfutter relativ gering.

Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich

Das Keilflächenfutter mit eingebautem Fliehkraftausgleich wurde für den Einsatz bei höheren Drehzahlen entwickelt, **Bild 6-5**. Ein hinter der Grundbacke liegendes Ausgleichsgewicht wirkt dabei über einen Hebel der Backenfliehkraft entgegen. Die auf die Grundbacke übertragende Gegenkraft kann man nach folgender Gleichung berechnen:

$$F_{FIB,gegen} = \eta_H \cdot i_H \cdot F_{FIB,AG} \,. \qquad (6\text{-}20)$$

Darin ist η_H der Wirkungsgrad und i_H das Übersetzungsverhältnis des Hebelgetriebes. In der kugelförmigen Hebellagerung tritt Rollreibung auf, die eine Zehnerpotenz niedriger als die Gleitreibung ist [107].

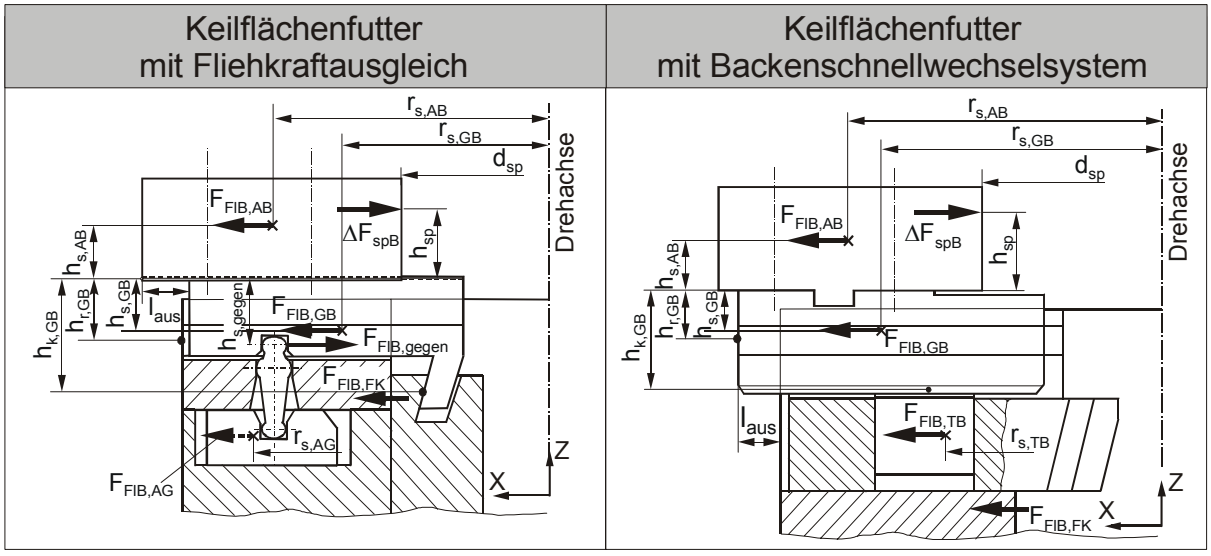


Bild 6-5: *Abmessungen am Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich und Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem*

Die Gegenkraft wirkt sich auf den Spannkraftverlust durch die Spannfutternachgiebigkeit aus. Für Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich gilt:

$$F_{FIB,wirk} = \chi_{AB} \cdot F_{FIB,AB} + \chi_{GB} \cdot F_{FIB,GB} + \chi_{FK} \cdot F_{FIB,FK} - \chi_{AG} \cdot F_{FIB,AG} \qquad (6\text{-}21)$$

mit

$$\chi_{AG} = \frac{k_{r,sp,sp}}{k_{r,GB,gegen}} \cdot i_H \cdot \eta_H \text{ und} \tag{6-22}$$

$$k_{r,GB,gegen} = \frac{1}{\frac{1}{k_{r,GB}} + \frac{\left(h_{k,GB} - h_{s,gegen}\right) \cdot \left(h_{sp} + h_{r,GB}\right)}{k_{k,GB0}}} . \tag{6-23}$$

Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem

Das Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem wurde zur Reduzierung der Rüstzeiten der Spannbacken entwickelt, **Bild 6-5**. Die zusätzlichen Antriebsbacken sind durch Keilflächen mit dem Futterkolben sowie durch die integrierten Verzahnungsteile mit den Grundbacken verbunden. Durch einen Exzenterschlüssel lässt sich die Verbindung zwischen der Grundbacke und dem Verzahnungsteil der Antriebsbacke schnell lösen, so dass die Spannbacke radial verschoben oder ausgetauscht werden kann [175]. Grund- und Aufsatzbacke sind mit Kreuzversatz verbunden.

Die Auswirkung der Fliehkraft der Antriebsbacke $F_{FIB,TB}$ auf den Spannkraftverlust wird durch die an der Antriebsbacke ermittelte radiale Nachgiebigkeit des Keilflächengetriebes bestimmt. Beim Futter F-KFL-K-BSW I 250 wurde eine Steifigkeit von 2,22 µm/kN gemessen. Für Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem gilt:

$$F_{FIB,wirk} = \chi_{AB} \cdot F_{FIB,AB} + \chi_{GB} \cdot F_{FIB,GB} + \chi_{TB} \cdot F_{FIB,TB} + \chi_{FK} \cdot F_{FIB,FK} \tag{6-24}$$

mit

$$\chi_{TB} = \frac{k_{r,sp,sp}}{k_{r,TB}} . \tag{6-25}$$

Ermittlung der Backenfliehkräfte

Die an der Aufsatzbacke, der Grundbacke, der Antriebsbacke sowie dem Ausgleichsgewicht angreifenden Fliehkräfte sind abhängig von der Drehzahl, der entsprechenden Masse und dem entsprechenden Schwerpunktradius:

$$F_{FIB,i} = m_i \cdot r_{s,i} \cdot \left(\frac{\pi \cdot n}{30}\right)^2 \qquad (i = AB, GB, TB, AG) . \tag{6-26}$$

Die Fliehkraft des Futterkörpers/-kolbens ist nach Gleichung (5-25) zu bestimmen.

Die Masse und Schwerpunktlage der Standardbacke sind zur Berechnung der Fliehkräfte beim Hersteller zu erfragen. Zu beachten ist, dass die Aufsatzbacke mit dazugehörigen Schrauben und Nutensteinen als eine Einheit gemessen werden muss. Eine Berechnung der Schwerpunklage ist durch Einteilung der Spannbacke in meh-

rere Teile, deren Volumina V_i und Schwerpunklagen (x_{si}, z_{si}) bekannt sind, möglich. Die Masse und Schwerpunktlage ergeben sich dann nach:

$$m = \rho \cdot \sum_i V_i \,, \tag{6-27}$$

$$x_s = \frac{\sum_i x_{si} \cdot V_i}{\sum_i V_i} \text{ und} \tag{6-28}$$

$$z_s = \frac{\sum_i z_{si} \cdot V_i}{\sum_i V_i} \,. \tag{6-29}$$

Die ermittelten Massen und Schwerpunktlagen der untersuchten Grund- und Aufsatzbacken sind in Tabelle 4-2 und Tabelle 4-3 dargestellt. **Tabelle 6-1** zeigt zusätzliche Daten für die Fliehkraftberechnung bei Keilflächenfuttern mit Fliehkraftausgleich oder Backenschnellwechselsystem.

Keilflächenfutter mit FLA	Hebelübersetzung i_H	m_{AG} [kg]	$r_{s,AG}$ [mm]	$h_{s,AG}$ [mm]	Keilflächenfutter mit BSW	m_{KB} [kg]	$r_{s,KB}$ [mm]
F-KFL-K-FLA I 160	1:2	0,339	55	32	F-KFL-K-BSW I 250	0,866	85,5
F-KFL-K-FLA III 160	1:2,5	0,351	53	31			
F-KFL-K-FLA I 250	1:2,5	0,830	80	35			
F-KFL-K-FLA III 250	1:2,5	0,804	80	40			

Tabelle 6-1: *Daten für die Fliehkraftberechnung bei Keilflächenfuttern mit Fliehkraftausgleich oder Backenschnellwechselsystem*

Zur Validierung des analytischen Berechnungsmodells des Spannkraftverlustes werden die folgenden Parameter als Einflussgrößen experimentell und mit Hilfe der FE-Methode untersucht:

- Spannfuttertyp und -größe,
- Spannbackentyp,
- Steifigkeiten des Spannmittels bzw. Spannfutter- und Spannbackenssteifigkeiten,
- Werkstücksteifigkeit $k_{red,w}$,
- Spannsituation bzw. Spannabstand h_{sp} und Auskraglänge der Spannbacke l_{aus},
- Ausgangsspannkraft F_{sp0} sowie
- Drehmoment der Befestigungsschrauben M_A.

6.3 3D-FEM-Modelle zur Berechnung des Spannkraftverlustes

Zur Validierung des Spannkraftverlustberechnungsmodells wurden zwei 3D-FEM-Modelle der Spannsysteme mit Keilstangenfutter oder Keilflächenfutter aufgebaut, **Bild 6-6**. Jedes 3D-Strukturmodell des Spannsystems besteht aus dem Werkstück, der Aufsatzbacke, der Grundbacke sowie dem Futterkörper. Der Futterkörper mit seinen Backenführungen wurde als Starrkörper modelliert. Die Modellierung seiner Kippsteifigkeit wurde mit zwei Federgruppen realisiert. Die Spannkraft wird über Federn, welche die radiale Steifigkeit des Spanngetriebes modellhaft darstellen, auf die Verzahnungen bzw. die Keilflächen der Grundbacke eingeleitet. Die radiale Position der Grundbacke auf dem Futterkörper beim Keilstangenfutter sowie die radiale Position der Aufsatzbacke auf der Grundbacke beim Keilflächenfutter sind verstellbar. Die Steifigkeit der Befestigungsschrauben wurde durch Federn, die kreisförmig auf die Schraubenklemmfläche der Aufsatzbacke und auf die Bohrungsfläche oder die Nutensteinklemmfläche der Grundbacke wirken, modelliert.

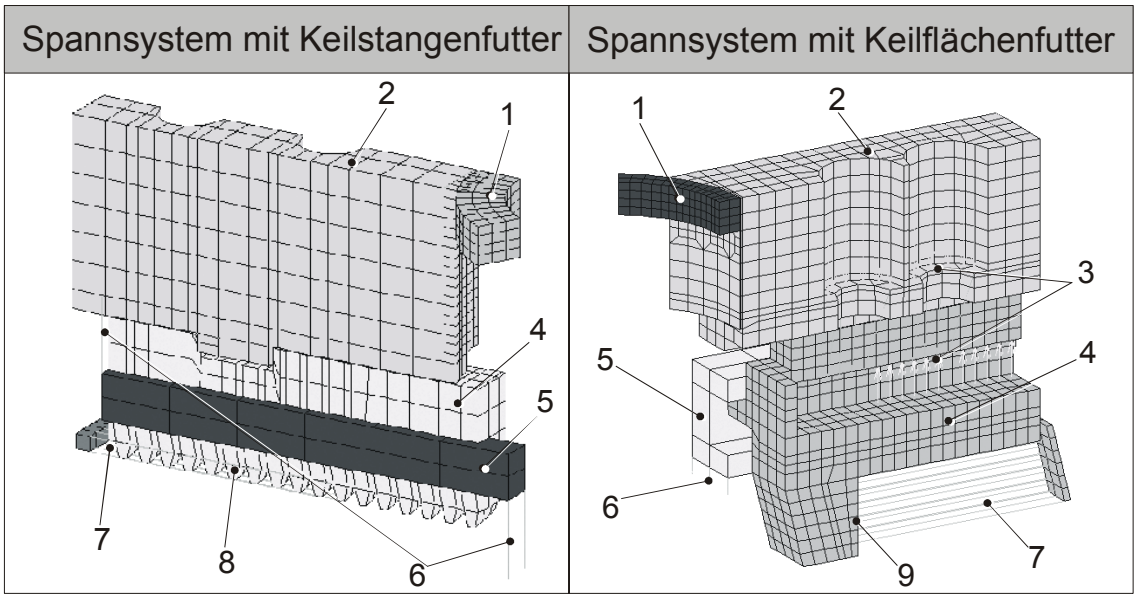


Bild 6-6: *3D-FEM-Modelle der Spannsysteme zur Berechnung des Spannkraftverlustes*
(1: Werkstück, 2: Aufsatzbacke, 3: Federn zur Simulierung der Befestigungsschrauben mit Vorspannkraft, 4: Grundbacke, 5: Futterkörper mit Backenführungen,
6: zwei Federgruppen zur Simulierung der Futterkippsteifigkeit,
7: Federn zur Simulierung der radialen Steifigkeit des Spanngetriebes,
8: Verzahnungen, 9: Keilflächen)

Bei der Simulation wurde zunächst die Spannkraft über die Spanngetriebefedern auf die Grundbacke aufgebracht, **Bild 6-7**. Nachdem der Spannvorgang beendet worden war, wurde das Spanngetriebe fixiert. Danach wurde das Spannsystemmodell schrittweise mit Drehzahlen bis zu 4800 min^{-1} rotierend belastet. Als Berechnungsergebnisse wurden die einzelnen Knotenkräfte zwischen dem Werkstück und der Aufsatzbacke für jede Drehzahlstufe addiert. Dadurch wurde der dynamische Spannkraftverlauf bzw. der Spannkraftverlust infolge der Fliehkräfte ermittelt.

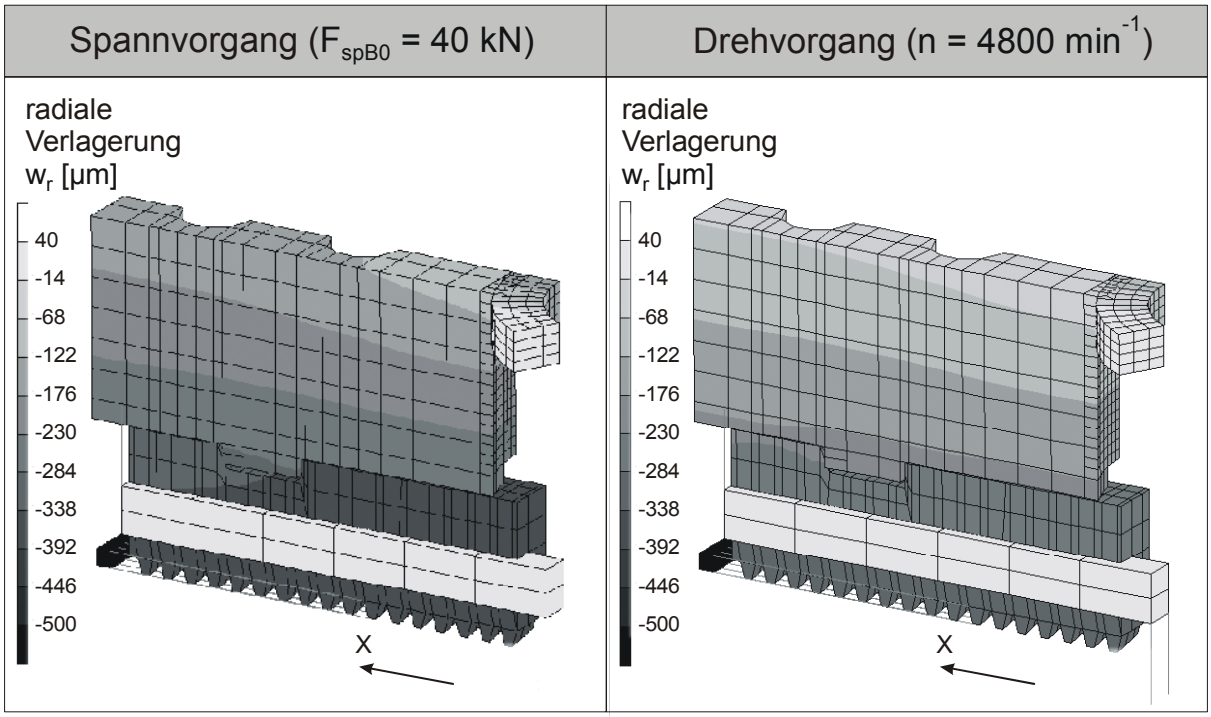


Bild 6-7: *Verformungen des Spannsystems nach dem Spann- und Drehvorgang*

6.4 Versuchsaufbau zur Ermittlung des Spannkraftverlustes

Den Aufbau zur experimentellen Ermittlung der statischen und dynamischen Spannkraft zeigt das **Bild 6-8**. Ziel der experimentellen Untersuchungen war die Überprüfung des analytischen Berechnungsmodells.

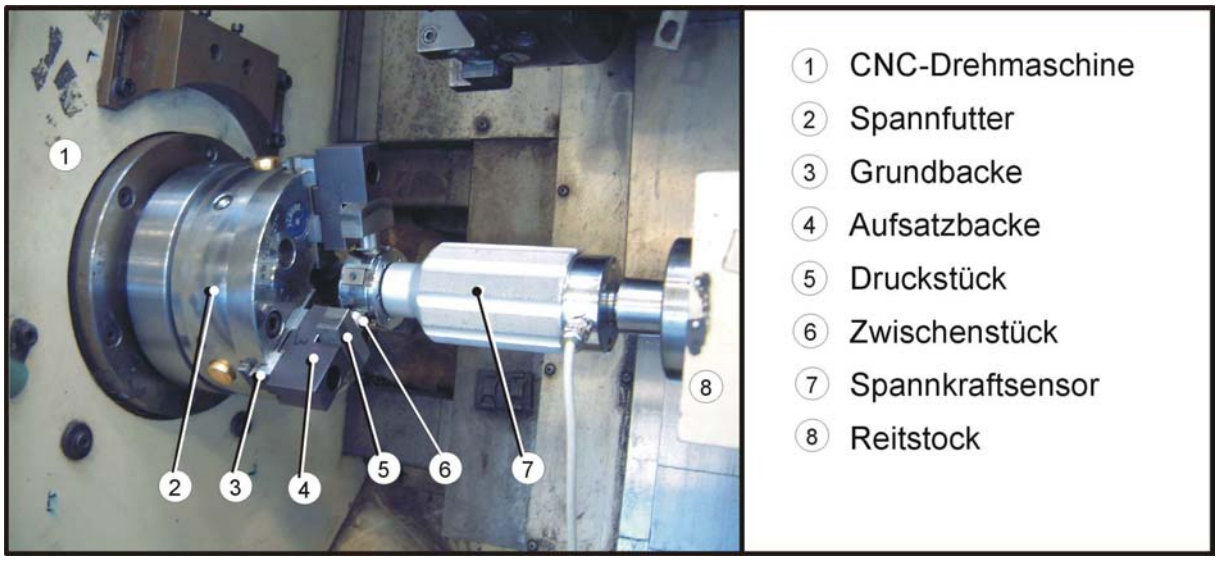


Bild 6-8: *Versuchsstand zur Ermittlung der dynamischen Spannkraft*

Eine CNC-Drehmaschine Typ NEF CT40 (Firma Gildemeister, Bielefeld) wurde zur Aufnahme der zu untersuchenden Spannfutter über Zwischenflansch und Gewindeadapter sowie für die Durchführung der Versuche eingesetzt. Die Maschine hat eine Antriebsleistung von 22 kW und eine maximale Drehzahl von 5000 min^{-1}.

Zur Ermittlung des Spannkraftverlustes wurde anstelle des Werkstücks ein Spannkraftsensor Typ ESKMD II der Firma Forkardt, Düsseldorf [169], in das zu untersuchende Spannfutter eingespannt und die dynamische Spannkraft in Abhängigkeit von der Drehzahl aufgezeichnet. Der Spannkraftsensor wurde in den Reitstock der Maschine eingesetzt. Damit ist der Spannkraftsensor auch gesichert, wenn bei höheren Drehzahlen die Spannkraft kleiner als 0 wird [169].

Für die Untersuchungen ist es notwendig, die Steifigkeiten des Spannkraftsensors bei verschiedenen Spanndurchmessern zu kennen. Hierfür wurden experimentelle Untersuchungen der Sensorsteifigkeiten unter Nutzung des modifizierten handbetätigten Dreibackenfutter durchgeführt, **Bild 6-9**. Die Backenspannkraft und der radiale Weg des Druckstücks wurden zur Berechnung der Sensorsteifigkeit gemessen. Die ermittelten Sensorsteifigkeiten sind in **Bild 6-10** dargestellt. Wird der Spannkraftsensor von harten Backen oder weichen Backen mit unterschiedlichem Innendurchmesser gespannt, ist die Sensorsteifigkeit durch Berechnung der Kontaktsteigigkeiten der Spannbacke und des Spannkraftsensors nach WAGNER [123] zu korrigieren.

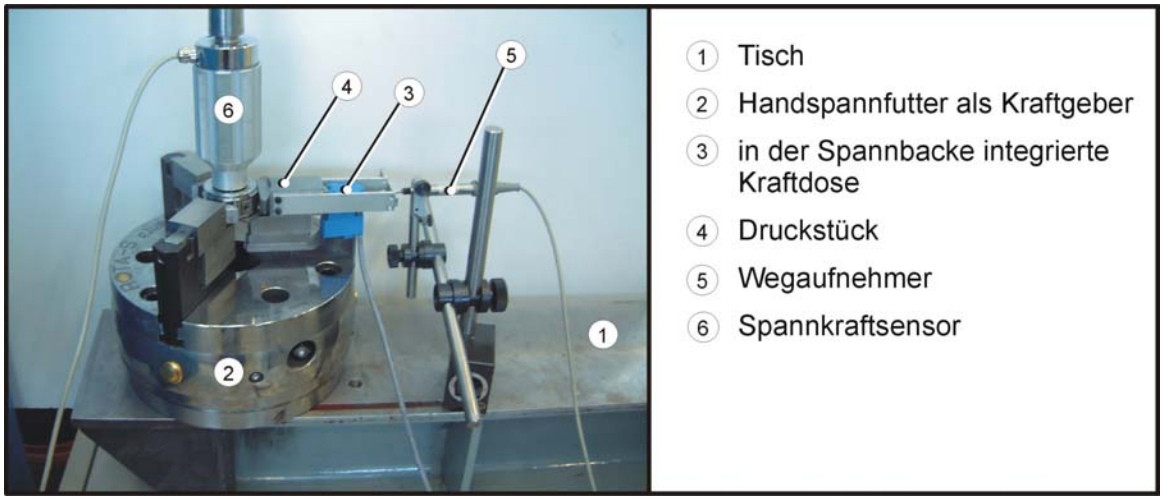


Bild 6-9: *Ermittlung der Spannkraftsensorsteifigkeit*

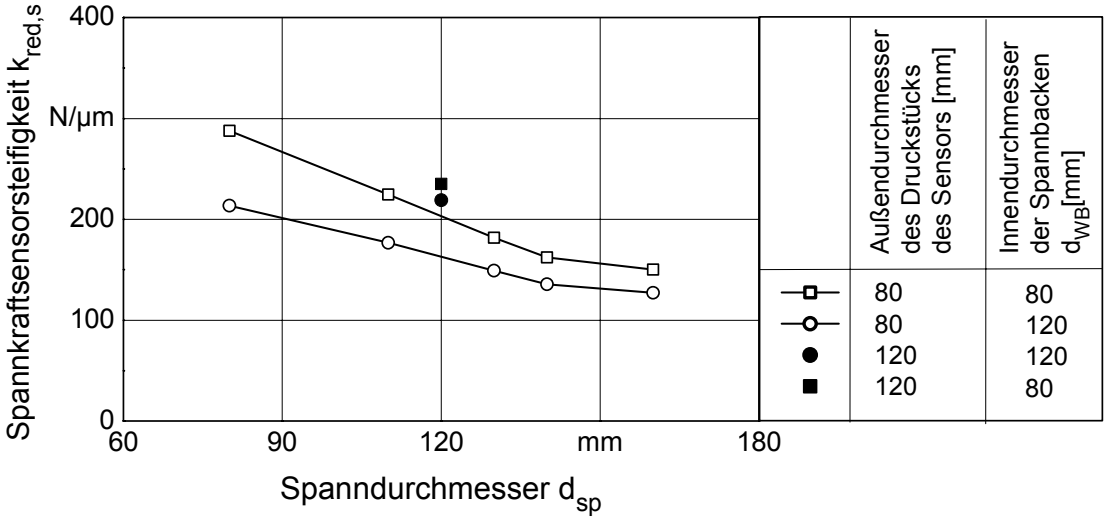


Bild 6-10: *Spannkraftsensorsteifigkeiten*

Die statische Kalibrierung des Spannkraftsensors erfolgte mit Hilfe eines Kraftmessrings Typ C9B der Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt [161]. Der Kraftmessring mit einer Empfindlichkeit von 1 mV/V besitzt nach Herstellerangabe einen Arbeitsbereich von 0 bis 20 kN bei einer Linearität von 0,5 %. Die Spannkraftmessung erfolgte mit einer Messgenauigkeit von ±1 %.

Bei der dynamischen Spannkraftmessung beeinflusst die Fliehkraft von Druck- und Zwischenstücken des Spannkraftsensors das am Sensor entstehende Kraftsignal, **Bild 6-11**. Das gemessene Kraftsignal muss um diese Fliehkraft korrigiert werden.

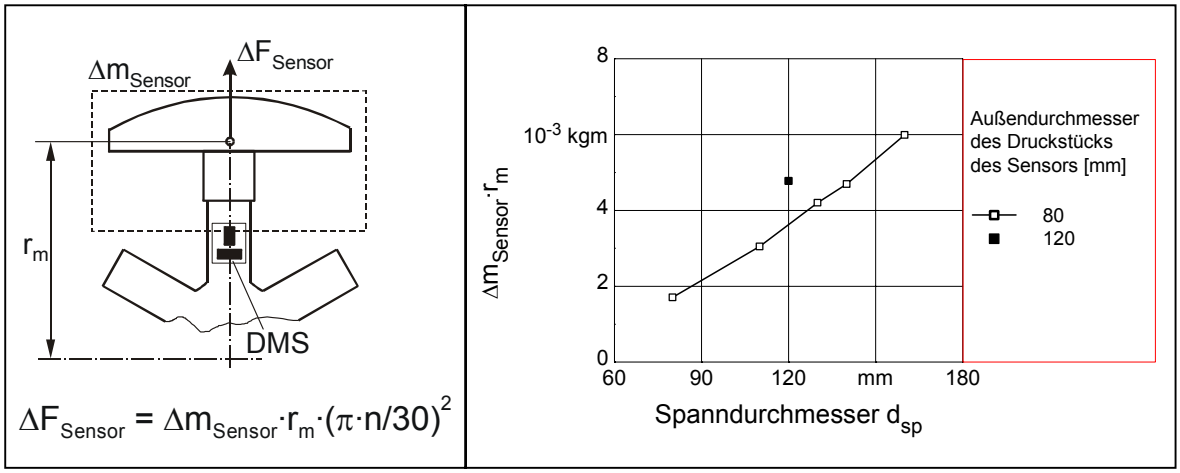


Bild 6-11: *Belastung des Sensors durch Spannkraftsensorfliehkraft*

Beim Versuch wurde die Drehzahl der Spindel stufenweise erhöht und anschließend stufenweise bis 0 min^{-1} reduziert. Der zeitliche Verlauf der Backenspannkraft wurde vom Messsystem aufgezeichnet, **Bild 6-12**. Die Spannkraftverluste wurden aus den ermittelten Backenspannkräften in Abhängigkeit von der Drehzahl berechnet.

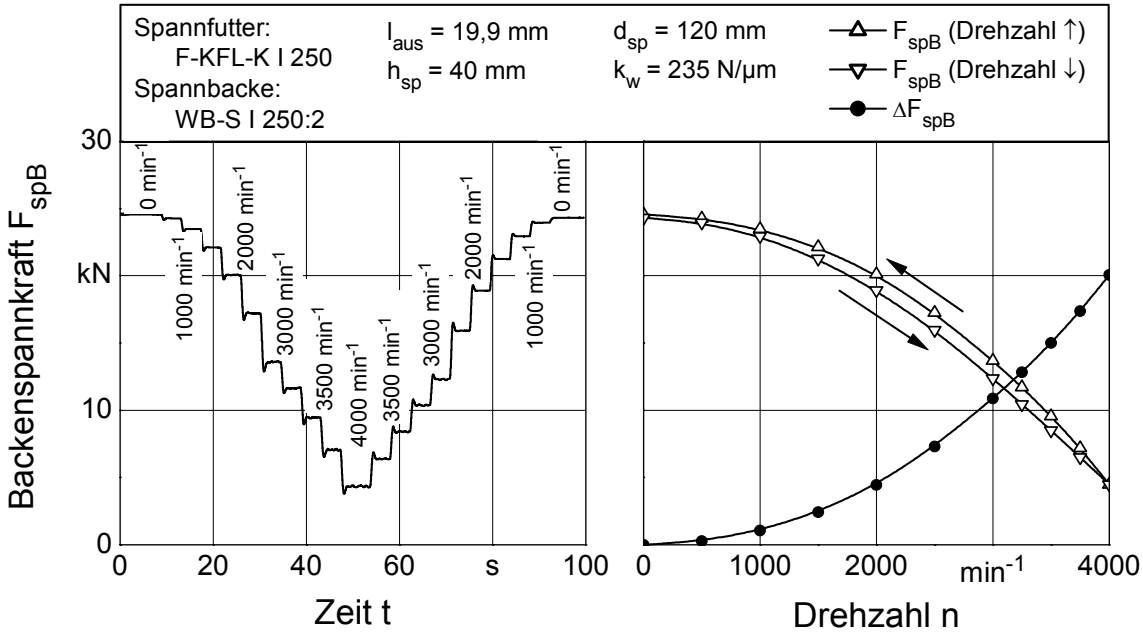


Bild 6-12: *Ermittlung des dynamischen Spannkraftverlaufs*

6.5 Untersuchungsergebnisse

6.5.1 Einfluss der Systemsteifigkeiten

6.5.1.1 Einfluss der Werkstücksteifigkeit

Die Untersuchungsergebnisse zeigen, dass die Werkstücksteifigkeit einen hohen Einfluss auf den Spannkraftverlust hat, **Bild 6-13** und **Bild 6-14**. Bei der Spannung dünnwandiger Werkstücke ist der Spannkraftverlust hinsichtlich einer minimalen Werkstückverformung unter Einwirkung der Ausgangsspannkraft von besonderer Bedeutung.

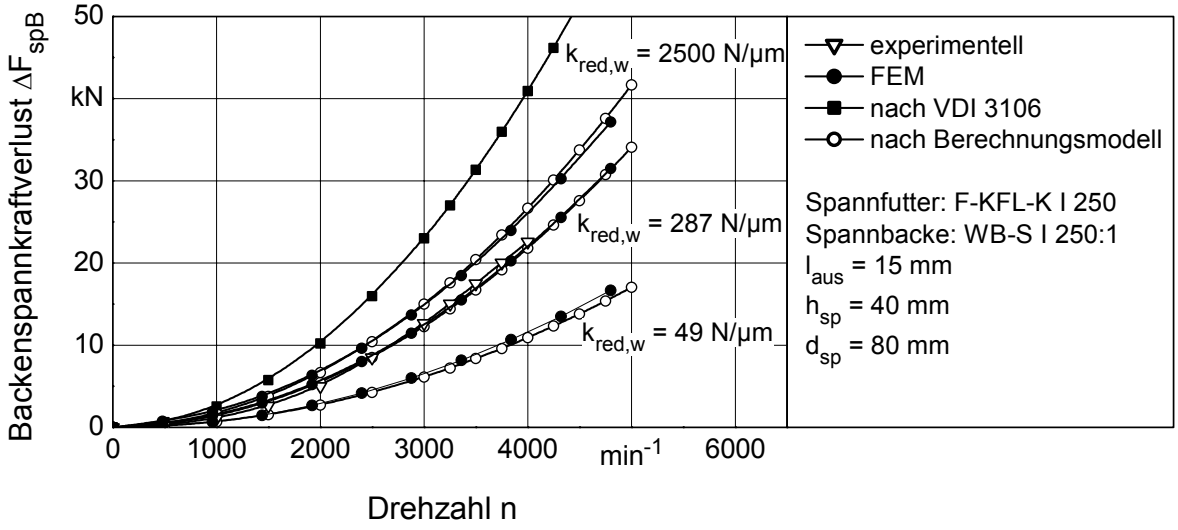


Bild 6-13: *Spannkraftverlust in Abhängigkeit von der Drehzahl bei verschiedenen Werkstücksteifigkeiten*

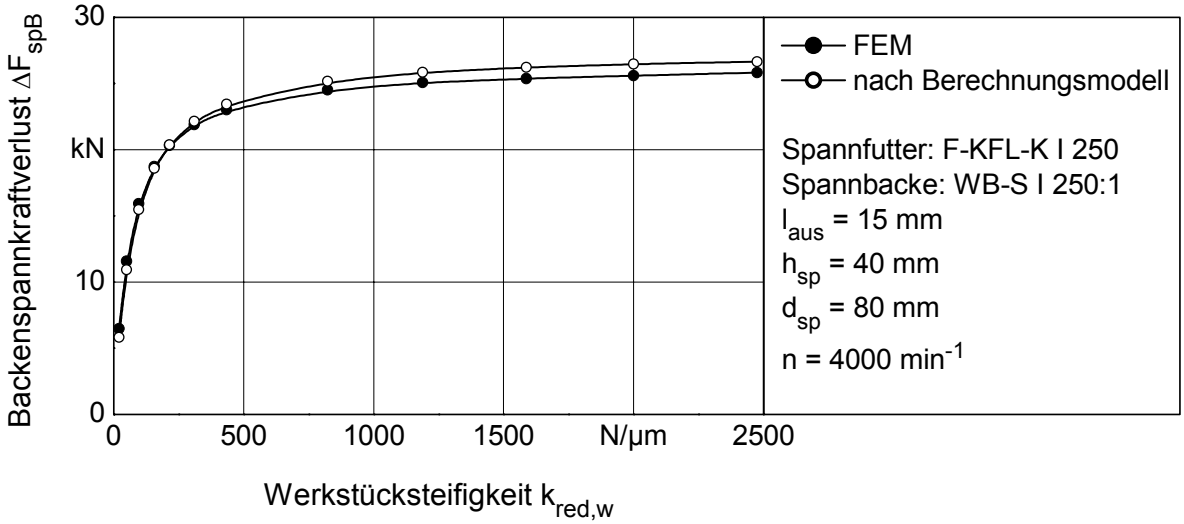


Bild 6-14: *Einfluss der Werkstücksteifigkeit auf den Spannkraftverlust*

6.5.1.2 Einfluss der radialen Verlagerungssteifigkeit des Spannmittels

Bild 6-15 zeigt die Kippeinflussfaktoren für die Aufsatzbacken- und Grundbackenfliehkraft sowie die radiale Gesamtsteifigkeit in Abhängigkeit von der radialen Spannfuttersteifigkeit bei einem Keilflächenfutter. Die Erhöhung der radialen Spannfuttersteifigkeit verursacht eine Reduzierung der Kippeinflussfaktoren bzw. der an der Spannstelle wirksamen Fliehkraft sowie eine Erhöhung der Gesamtsteifigkeit. Aus der Gleichung (6-17) erkennt man, dass die Erhöhung der radialen Spannfuttersteifigkeit immer positive Auswirkungen auf die Reduzierung des Spannkraftverlustes hat, **Bild 6-16**. Durch FEM-Berechnungen ergibt sich die gleiche Erkenntnis. Eine hohe radiale Spannfuttersteifigkeit ist auch günstig für eine hohe Spann- und Arbeitsgenauigkeit.

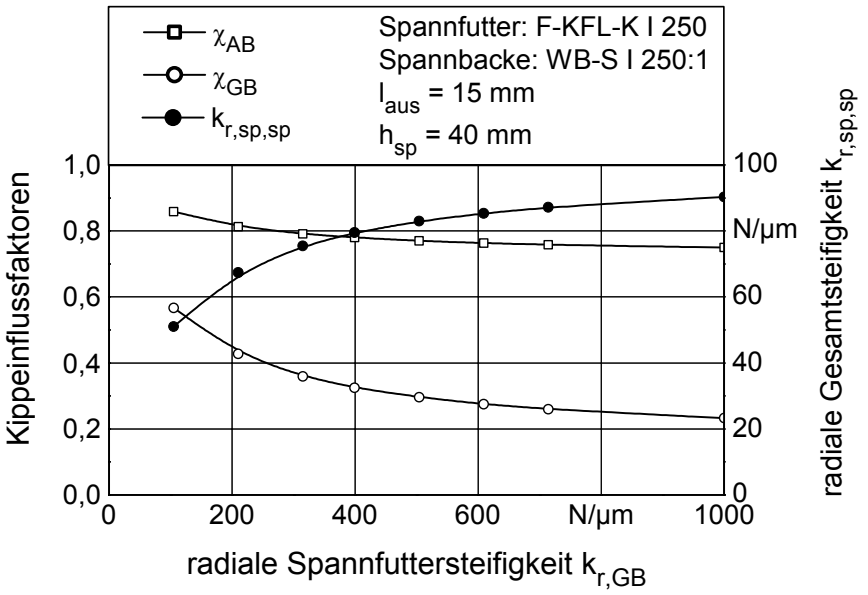


Bild 6-15: *Einfluss der radialen Spannfuttersteifigkeit auf die Kippeinflussfaktoren und die radiale Gesamtsteifigkeit*

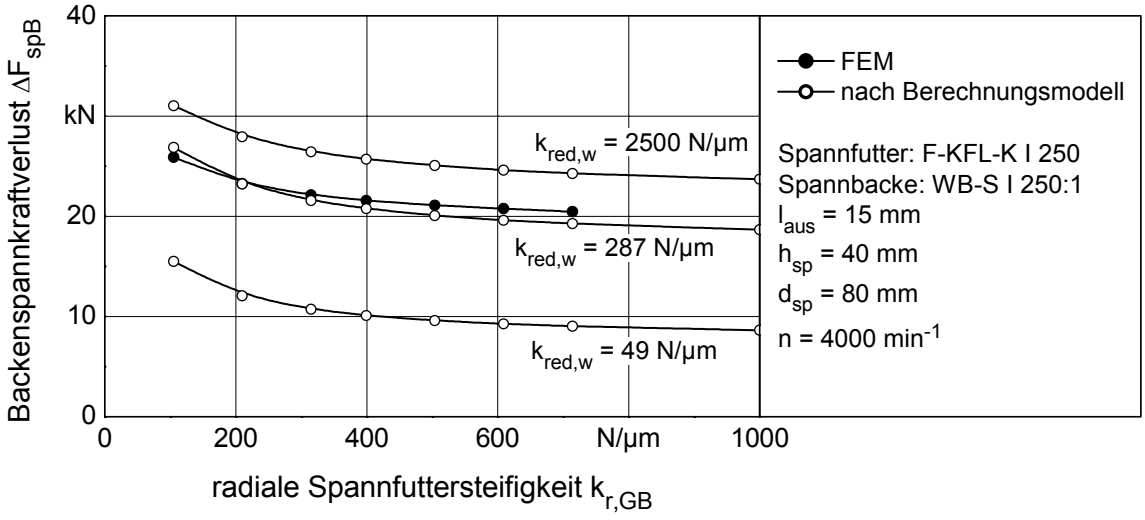


Bild 6-16: *Einfluss der radialen Spannfuttersteifigkeit auf den Spannkraftverlust*

Die Auswirkungen der radialen Aufsatzbackensteifigkeit auf die Kippeinflussfaktoren und die Gesamtsteifigkeit sind beispielhaft in **Bild 6-17** dargestellt. Die radiale Aufsatzbackensteifigkeit beeinflusst die Gesamtsteifigkeit und den Kippeinflussfaktor für die Aufsatzbackenfliehkraft in der gleichen Weise wie die radiale Spannfuttersteifigkeit. Die Erhöhung der radialen Aufsatzbackensteifigkeit hat negativen Einfluss auf die Reduzierung des Kippeinflussfaktors für die Grundbackenfliehkraft. Das heißt, bei geringerer Aufsatzbackensteifigkeit wirkt die Grundbackenfliehkraft weniger spannkraftreduzierend. Bei der Entwicklung von Aufsatzbacken aus CFK geringerer Steifigkeit ist diese Erkenntnis für die Reduzierung des Spannkraftverlustes von Bedeutung [38, 92].

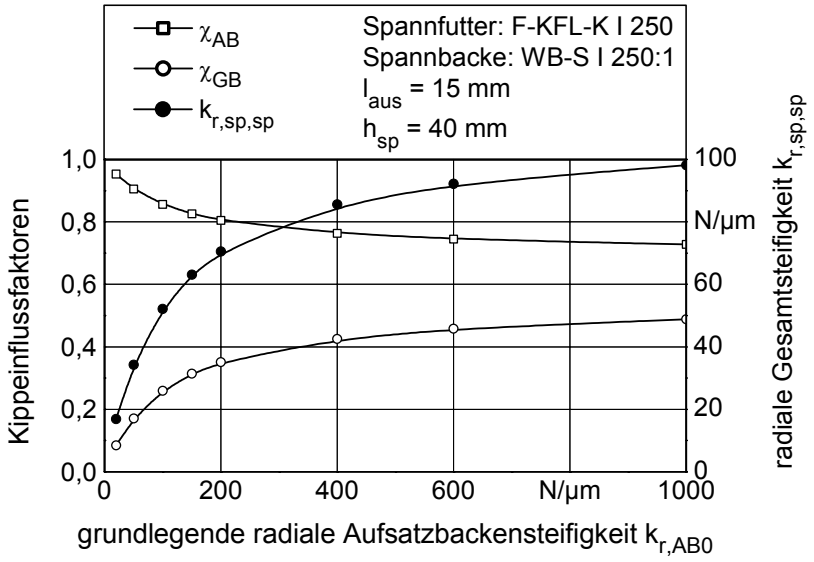


Bild 6-17: *Einfluss der radialen Aufsatzbackensteifigkeit auf die Kippeinflussfaktoren und die radiale Gesamtsteifigkeit*

6.5.1.3 Einfluss der Kippsteifigkeit des Spannmittels

Aufgrund der Kippung der Spannbacken sind die Gesamtsteifigkeit und die an der Spannstelle wirksame Fliehkraft abhängig vom Spannabstand, **Bild 6-18**. Der Kippeinflussfaktor für die Grundbackenfliehkraft ist immer kleiner als eins. Der Kippeinflussfaktor für die Aufsatzbackenfliehkraft ist unter der Bedingung $h_{sp} > h_{s,AB}$ kleiner als eins. Zur Reduzierung der an der Spannstelle wirksamen Fliehkraft ist bei den häufig angewendeten Spannabständen eine geringe Spannfutter- und Aufsatzbackenkippsteifigkeit sowie ein großer Spannabstand günstig. Andererseits führen diese Forderungen zu einer Reduzierung der an der Spannstelle entstehenden radialen Steifigkeit, welche für die Reduzierung des Spannkraftverlustes nicht vorteilhaft ist. Aus der Gleichung (6-17) erkennt man, dass die Auswirkungen der Kippsteifigkeiten und des Spannabstandes auf den Spannkraftverlust abhängig von der Werkstücksteifigkeit sind, **Bild 6-19** und **Bild 6-20**. Generell ist festzustellen, dass für einen geringen Spannkraftverlust eine geringe Kippsteifigkeit und ein großer Spannabstand bei großer Werkstücksteifigkeit günstig und bei geringer Werkstücksteifigkeit ungünstig ist.

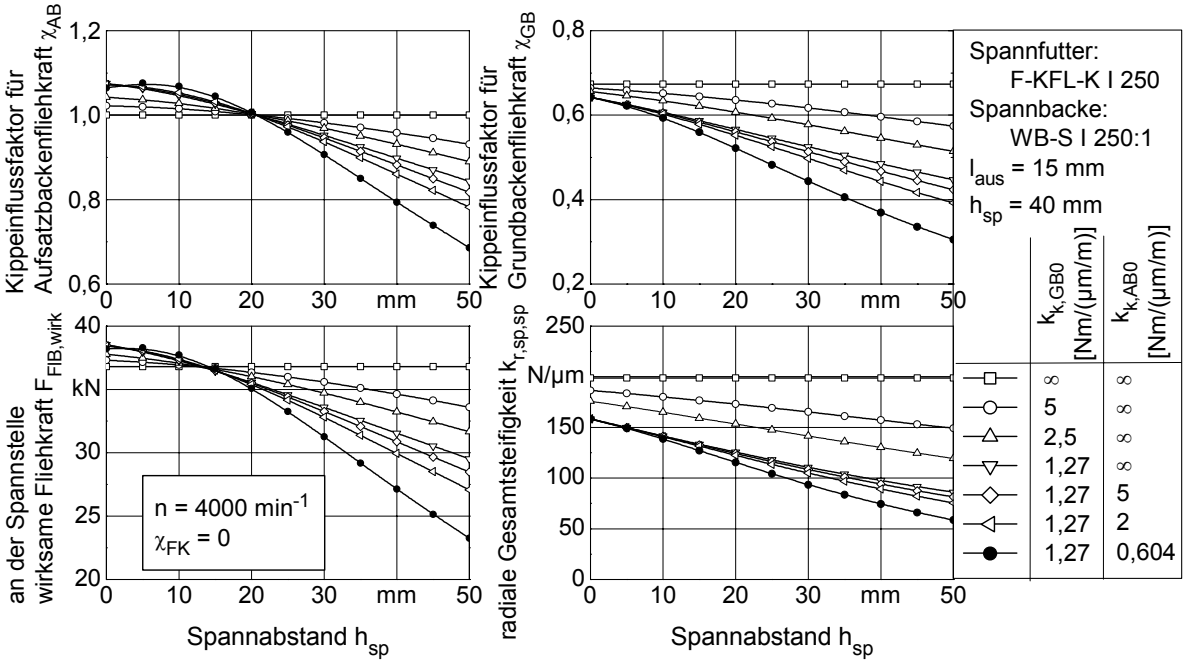


Bild 6-18: *Kippeinflussfaktoren, an der Spannstelle wirksame Fliehkraft sowie radiale Gesamtsteifigkeit in Abhängigkeit von der Spannfutter- und Aufsatzbackenkippsteifigkeit sowie dem Spannabstand*

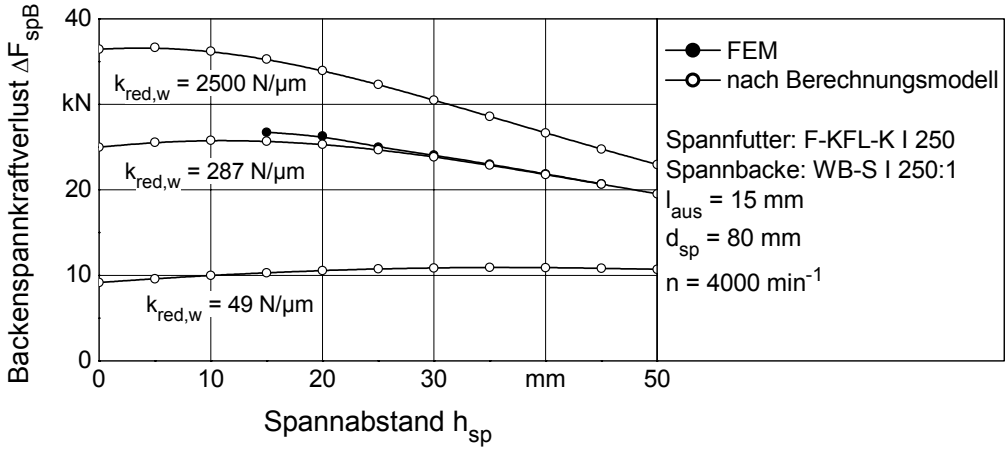


Bild 6-19: *Einfluss des Spannabstandes auf den Spannkraftverlust*

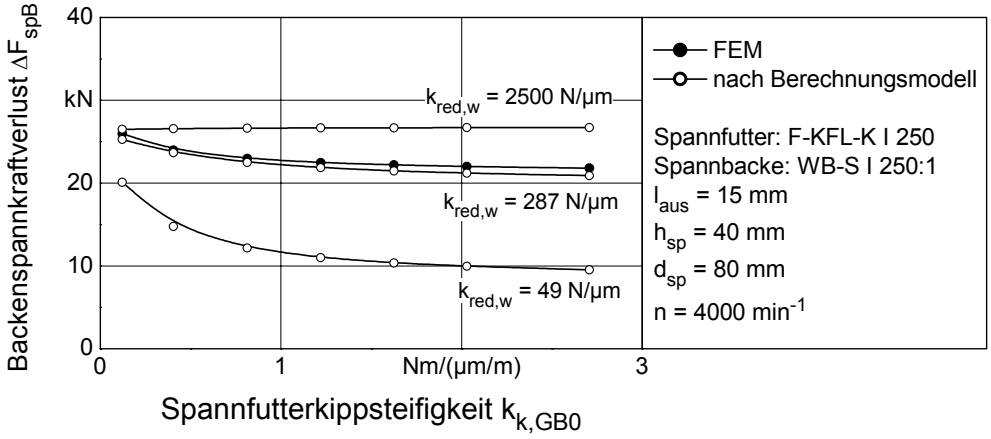


Bild 6-20: *Einfluss der Spannfutterkippsteifigkeit auf den Spannkraftverlust*

Die Spannfuttersteifigkeit hat im unteren Bereich starke Auswirkungen auf den Spannkraftverlust, Bild 6-16 und Bild 6-20. Ein Vergleich der nach dem Berechnungsmodell berechneten Spannkraftverluste mit den FEM-Berechnungsergebnissen zeigt eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Theorie und FEM-Berechnung.

6.5.1.4 Einfluss des Drehmomentes der Befestigungsschrauben

Die experimentellen Untersuchungen zeigten, dass die Auswirkungen des Drehmomentes der Befestigungsschrauben auf den Spannkraftverlust sehr gering sind, da das Befestigungsmoment die Aufsatzbackensteifigkeit gering beeinflusst, **Bild 6-21 links**. Ein analoges Ergebnis wurde mit Hilfe der FEM-Berechnungen durch Änderung der Schraubensteifigkeit ermittelt, **Bild 6-21 rechts**.

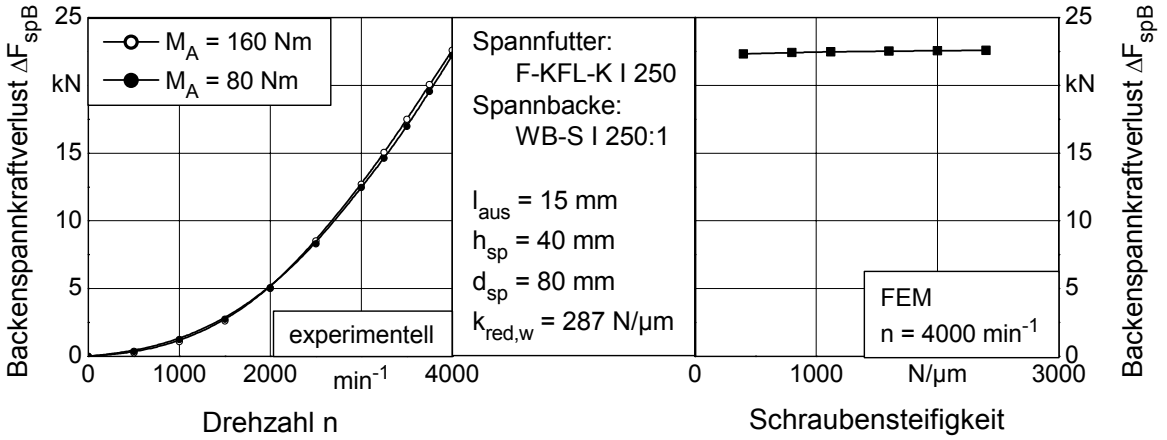


Bild 6-21: *Einfluss des Anziehdrehmomentes der Befestigungsschrauben auf den Spannkraftverlust*

6.5.2 Spannkraftverlust beim kraftbetätigten Keilstangenfutter

Bild 6-22 und **Bild 6-23** zeigen die sich experimentell, theoretisch und mit Hilfe des FEM-Modells ergebenen, dynamischen Spannkraftverläufe und -verluste eines kraftbetätigten Keilstangenfutters in Abhängigkeit von der Ausgangsspannkraft F_{sp0}. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen ergaben sich bei hoher Ausgangsspannkraft tendenziell höhere Spannkraftverluste als bei geringer Ausgangsspannkraft. Dieser Unterschied ist auf die von der Spannkraft abhängigen Steifigkeiten des Spannmittels und des Werkstücks zurückzuführen. Die Messwertschwankungen sind mit ca. 1 kN so gering, dass der Einfluss der Ausgangsspannkraft auf den Spannkraftverlust zu vernachlässigen ist bzw. die Spannkraftverluste als spannkraftunabhängig zu betrachten sind. Der nach dem neu entwickelten Berechnungsmodell ermittelte, dynamische Spannkraftverlauf stimmt mit einer Abweichung von unter 2 kN sehr gut mit dem experimentell ermittelten und dem im Rahmen der FEM-Berechnungen ermittelten Ergebnis überein.

Zum Vergleich sind in Bild 6-22 und Bild 6-23 die nach VDI 3106 [155] berechneten Spannkraftverläufe und -verluste eingezeichnet. Es ist ersichtlich, dass der Spannkraftverlust nach dem Berechnungsmodell kleiner als der nach VDI 3106 ist. Bei ei-

ner Ausgangsbackenspannkraft von 30 kN und einer notwendigen Mindestbackenspannkraft von 10 kN wird eine Grenzdrehzahl von 3665 min^{-1} nach VDI 3106 berechnet. Die Berechnung nach dem neu entwickelten Modell ergibt eine 30 % höhere Drehzahl von 4748 min^{-1}. Durch eine genaue Berechnung des Spannkraftverlustes kann somit das Potential des Spannfutters hinsichtlich hoher Drehzahlen besser ausgenutzt werden.

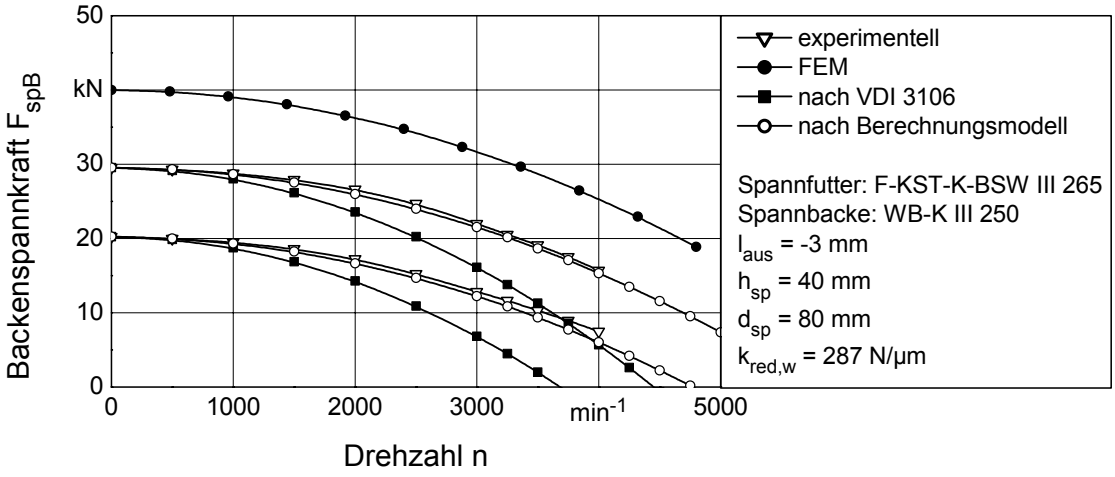


Bild 6-22: *Dynamische Spannkraftverläufe eines kraftbetätigten Keilstangenfutters*

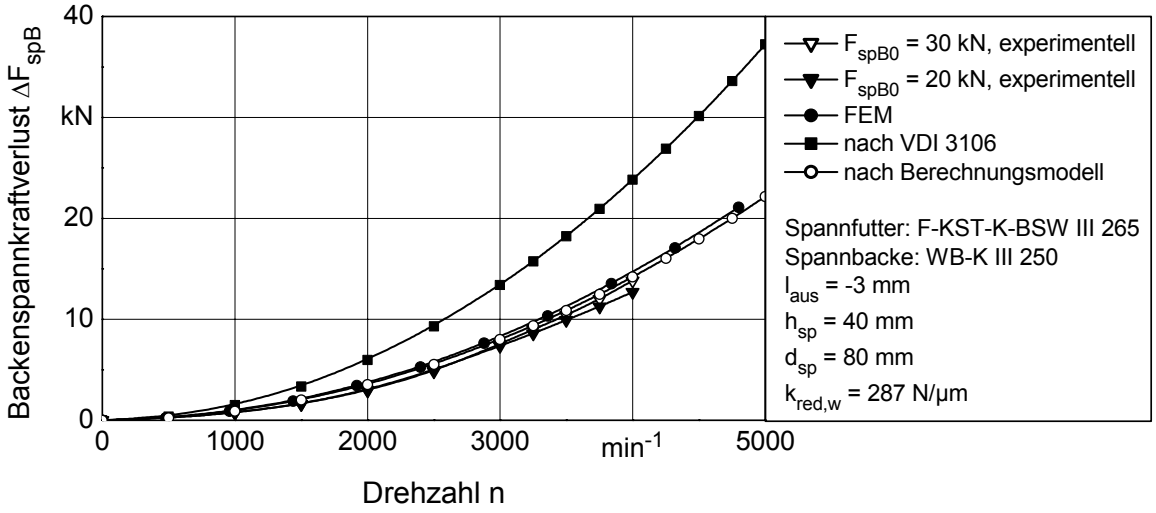


Bild 6-23: *Spannkraftverluste eines kraftbetätigten Keilstangenfutters*

Die Einstellung der radialen Position der Grundbacken zur Anpassung verschiedener Spanndurchmesser wirkt sich auf den Spannkraftverlust durch die Änderung der Backenfliehkraft und der Spannfutterkippsteifigkeit aus. Bei größerer Auskraglänge der Grundbacken ergeben sich eine höhere Backenfliehkraft und eine geringere Spannfutterkippsteifigkeit, die bei langem Spannabstand und großer Werksteifigkeit günstig für die Reduzierung des Spannkraftverlustes ist. Bei einer Auskraglänge von 30 mm gegenüber der Null-Auskraglänge wird die Backenfliehkraft um 33 %, die an der Spannstelle wirksame Fliehkraft um 15 % und der Spannkraftverlust bei einer Werkstücksteifigkeit von 1000 N/µm um 19 % erhöht, **Bild 6-24**.

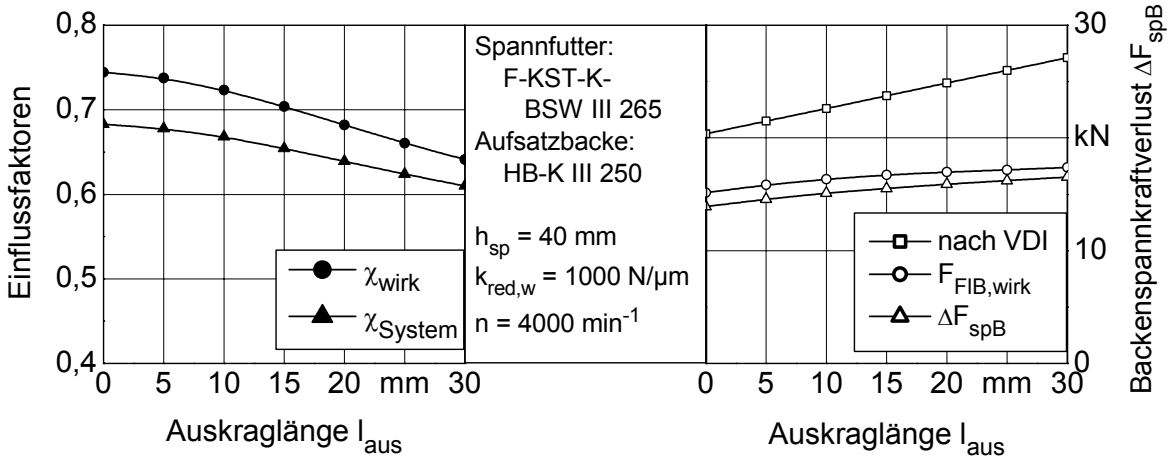


Bild 6-24: *Systemsteifigkeitseinflussfaktoren und Spannkraftverluste in Abhängigkeit von der radialen Position der Grundbacken*

Zur Validierung des Berechnungsmodells wurden die dynamischen Spannkraftverläufe und -verluste bei verschiedenen Spannabständen, radialen Positionen der Grundbacken, Aufsatzbackentypen sowie Futtergrößen experimentell ermittelt und mit den berechneten Werten verglichen, **Bild 6-25**. Bei den verschiedenen Spannsituationen haben die berechneten Spannkraftverluste eine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Werten. Bei kleinerem Spannfutter (Kurve D) hat der Spannabstand aufgrund seiner geringeren Kippsteifigkeit stärkeren Einfluss auf den Spannkraftverlust.

	Spannfutter	Spannbacke	l_{aus} [mm]	d_{sp} [mm]	$k_{red,w}$ [N/µm]
A	F-KST-K-BSW III 265	WB-K III 250	-3	80	287
B	F-KST-K-BSW III 265	WB-K III 250	22	130	181
C	F-KST-K-BSW III 265	HB-K III 250	2	120	196
D	F-KST-K-BSW III 185	WB-K III 160:1	8,2	80	287

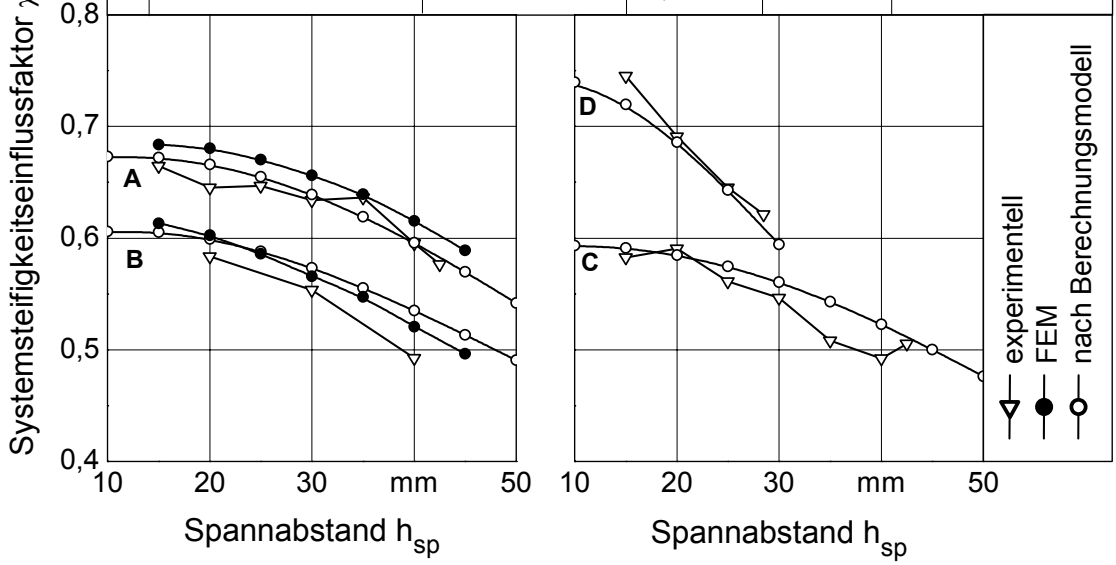
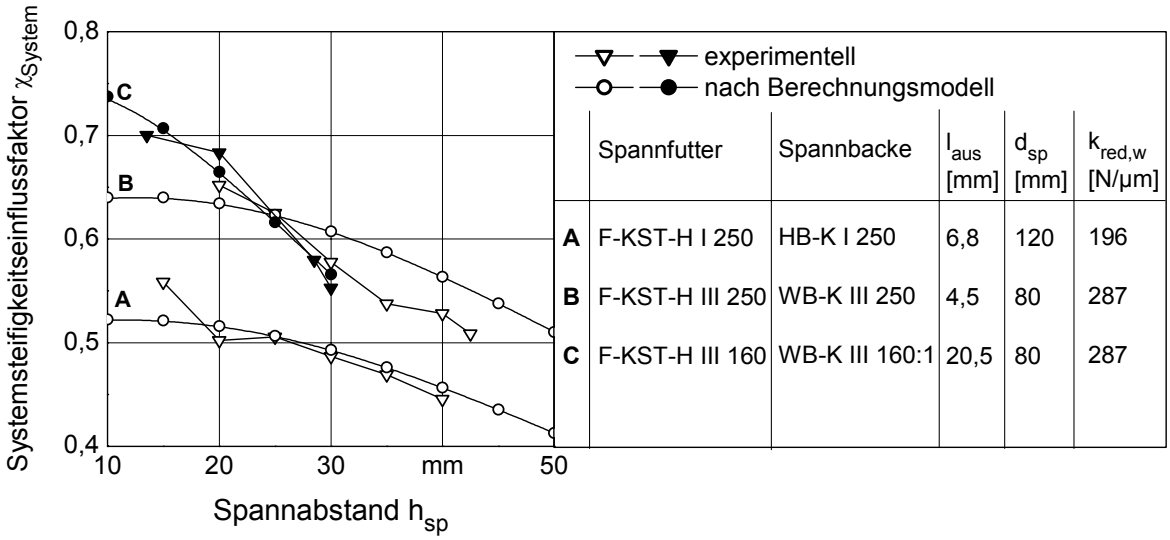


Bild 6-25: *Systemsteifigkeitseinflussfaktoren der kraftbetätigten Keilstangenfutter*

6.5.3 Spannkraftverlust beim handbetätigten Keilstangenfutter

Wie beim kraftbetätigten Keilstangenfutter ist der Spannkraftverlust beim handbetätigten Keilstangenfutter nach Gleichungen (6-5) - (6-7) sowie (6-11), (6-14) - (6-17) zu berechnen, **Bild 6-26**. Ein Vergleich der Kurve A im Bild 6-26 mit der Kurve C im Bild 6-25 zeigt, dass aufgrund der größeren radialen Spannfuttersteifigkeit des handbetätigten Keilstangenfutters weniger Backenfliehkraft als spannkraftreduzierend als beim kraftbetätigten Keilstangenfutter mit Backenschnellwechselsystem angesetzt wird.



	Spannfutter	Spannbacke	l_{aus} [mm]	d_{sp} [mm]	$k_{red,w}$ [N/µm]
A	F-KST-H I 250	HB-K I 250	6,8	120	196
B	F-KST-H III 250	WB-K III 250	4,5	80	287
C	F-KST-H III 160	WB-K III 160:1	20,5	80	287

Bild 6-26: *Systemsteifigkeitseinflussfaktoren der handbetätigten Keilstangenfutter*

6.5.4 Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter

Die gemessenen, berechneten und mit Hilfe des FEM-Modells ermittelten dynamischen Spannkraftverläufe und -verluste eines kraftbetätigten Keilflächenfutters sind in **Bild 6-27** und **Bild 6-28** dargestellt. Analog wie beim Keilstangenfutter sind die Spannkraftverluste beim Keilflächenfutter als spannkraftunabhängig zu betrachten.

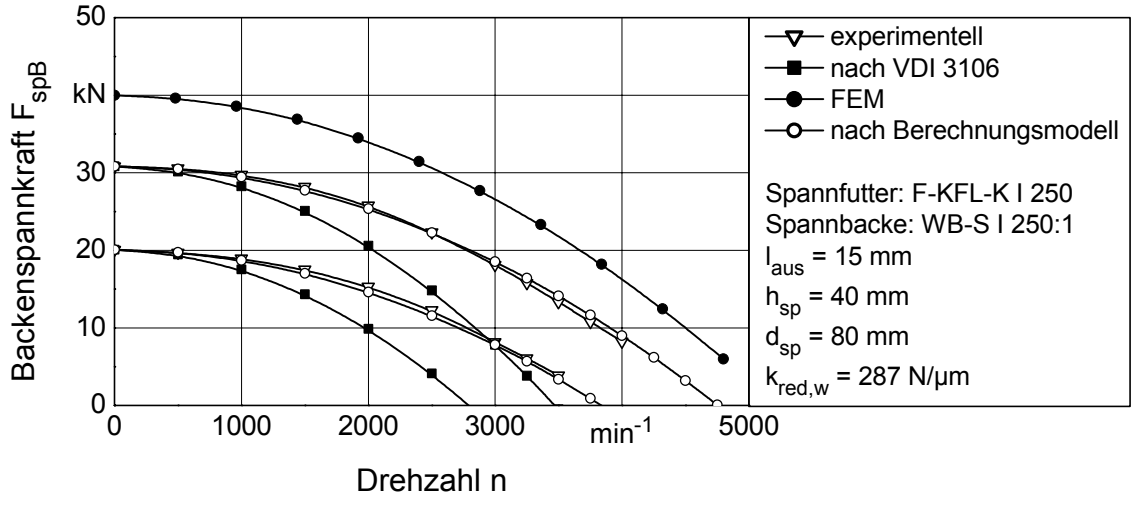


Bild 6-27: *Dynamische Spannkraftverläufe eines kraftbetätigten Keilflächenfutters*

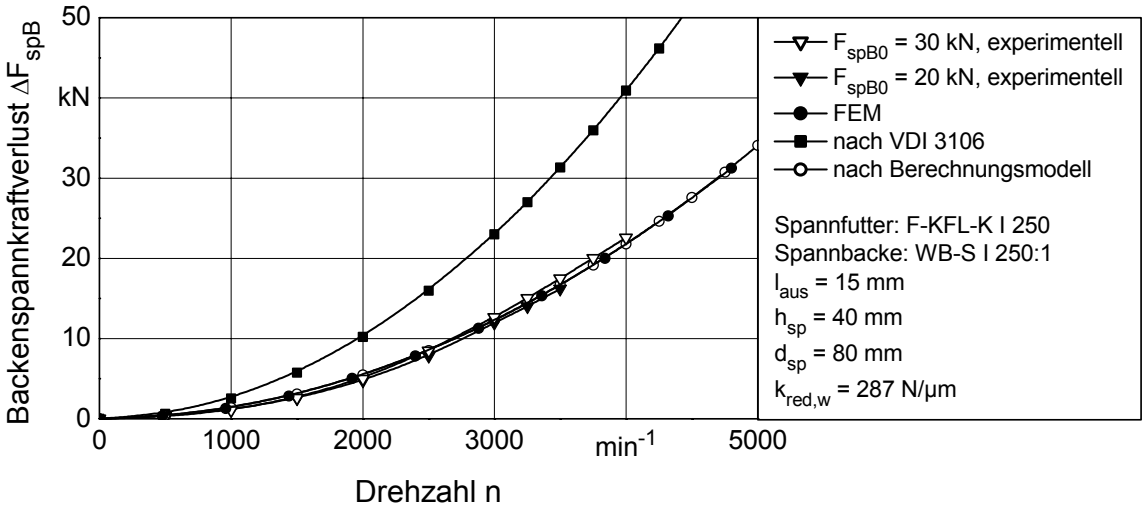


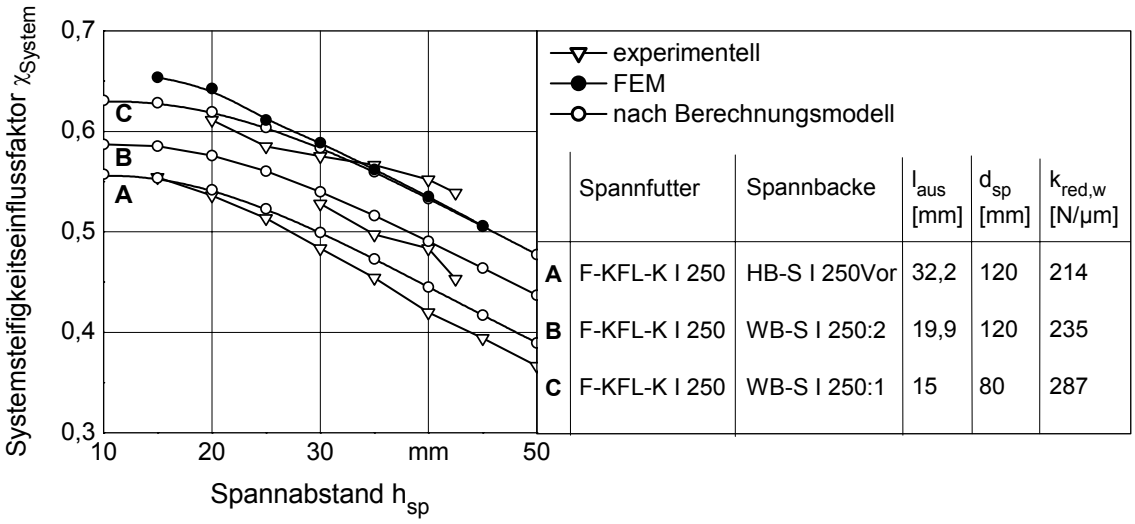
Bild 6-28: *Spannkraftverluste eines kraftbetätigten Keilflächenfutters*

Beim Keilflächenfutter ohne Backenschnellwechselsystem sind T-Nutensteine zur Befestigung der Aufsatzbacke auf der Grundbacke erforderlich, so dass schwere Grund- und Aufsatzbacken bzw. große Backenfliehkräfte bei Rotation auftreten. Zum Vergleich stellt **Tabelle 6-2** die Backenmassen und die zulässigen Drehzahlen der untersuchten Spannmittel bei einem zulässigen Backenspannkraftverlust von 20 kN dar. Die zulässige Drehzahl des Keilflächenfutters wird nach dem Berechnungsmodell auf 3830 min^{-1} berechnet. Dies entspricht 80 % der Grenzdrehzahl des Keilstangenfutters. Im Gegensatz zum Keilstangenfutter hat das Keilflächenfutter eine größere radiale Futtersteifigkeit und eine geringere Kippsteifigkeit. Damit ergibt sich ein geringerer Systemsteifigkeitseinflussfaktor.

Spannfutter	Aufsatzbacke	m_{GB} [kg]	m_{AB} [kg]	χ_{system}	$(\Delta F_{spB})_{zul}$ [kN]	n_{zul} nach VDI 3106 [min^{-1}]	n_{zul} nach Berechnungsmodell [min^{-1}]
F-KFL-K I 250	WB-S 250 I:1	0,918	1,838	0,533	20	2797	3830
F-KST-K-BSW III 265	WB-K 250 III	0,582	1,017	0,596	20	3665	4748

Tabelle 6-2: *Vergleich der zulässigen Drehzahlen von einem Keilflächenfutter und einem Keilstangenfutter*

Die Berechnung des Spannkraftverlustes beim Keilflächenfutter erfolgt nach den Gleichungen (6-8) - (6-11) sowie (6-14) - (6-17) und stimmt mit einer Abweichung von unter 2 kN sehr gut mit den experimentellen Messungen überein, **Bild 6-29**. Beim Keilflächenfutter mit großer Bohrung tritt eine größere Verformung des Futterkolbens bei der Rotation auf, Kapitel 5.6. Dadurch wird ein großer Anteil des Spannkraftverlustes, der im **Bild 6-30** dargestellten Beispiel 10 % - 15 % beträgt, von der Fliehkraft des Futterkörpers/-kolbens verursacht. In diesem Fall ist der Einfluss der Futterkörper- und -kolbenfliehkraft auf den Spannkraftverlust nicht zu vernachlässigen.



	Spannfutter	Spannbacke	l_{aus} [mm]	d_{sp} [mm]	$k_{red,w}$ [N/µm]
A	F-KFL-K I 250	HB-S I 250Vor	32,2	120	214
B	F-KFL-K I 250	WB-S I 250:2	19,9	120	235
C	F-KFL-K I 250	WB-S I 250:1	15	80	287

Bild 6-29: *Systemsteifigkeitseinflussfaktoren der Keilflächenfutter*

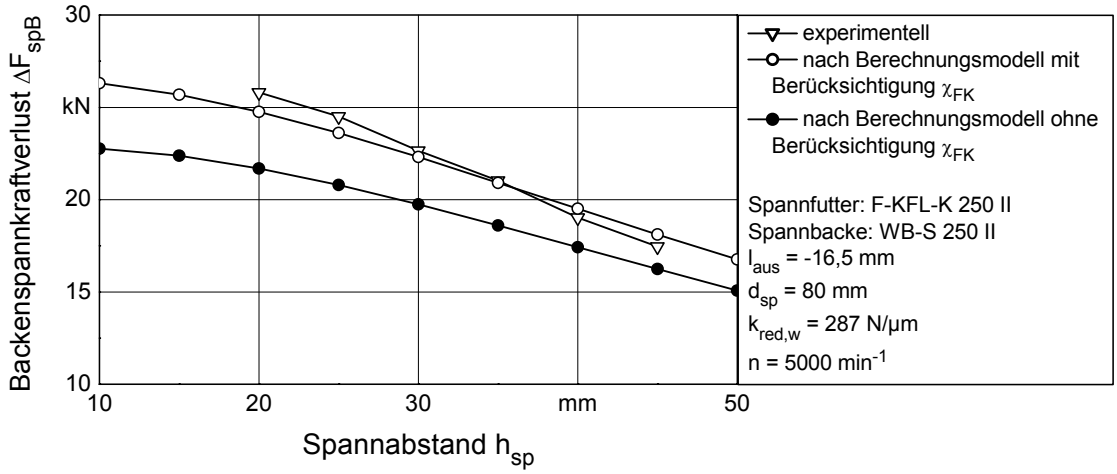


Bild 6-30: *Einfluss der Futterkörper- und -kobenfliehkraft auf den Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter mit großer Bohrung*

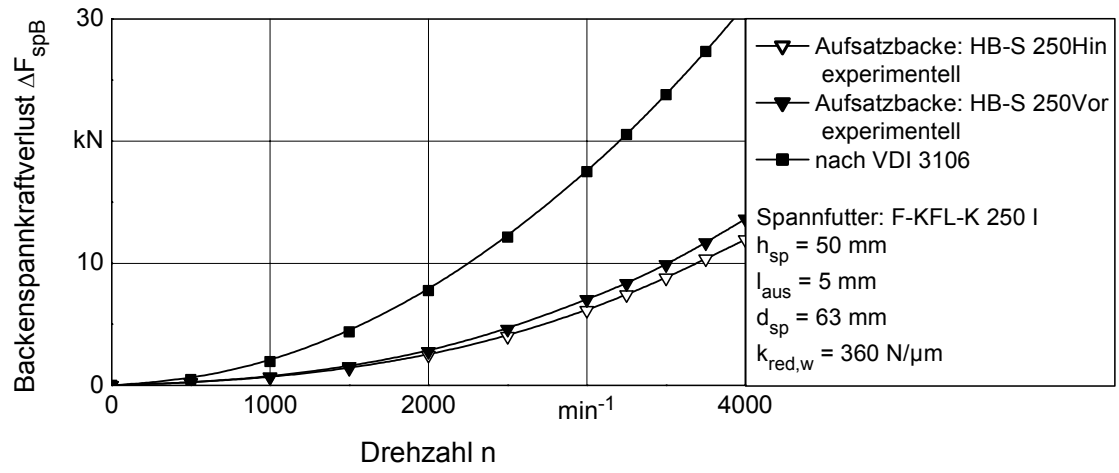


Bild 6-31: *Spannkraftverluste eines Keilflächenfutters bei verschiedener Befestigung der harten Aufsatzbacken*

Die Anpassung verschiedener Spanndurchmesser beim Keilflächenfutter erfolgt durch die Einstellung der radialen Position der Aufsatzbacken, die einer Änderung der Aufsatzbackenfliehkraft und -kippsteifigkeit verursacht. Die Auskraglänge der Aufsatzbacken beeinflusst den Spannkraftverlust in gleicher Weise wie die Auskraglänge der Grundbacken beim Keilstangenfutter, Bild 6-24. Der Einfluss der Aufsatzbackenkippsteifigkeit auf den Spannkraftverlust wurde auch mit harten Backen, die mit den zwei hinteren (HB-Hin) oder den zwei vorderen (HB-Vor) Schrauben auf den Grundbacken befestigt wurden, untersucht. Das heißt, dass hierbei nur die Aufsatzbackenkippsteifigkeit verändert wurde. Bei HB-Hin hat die Aufsatzbacke eine geringere Kippsteifigkeit, wodurch sich ein kleinerer Spannkraftverlust ergibt, **Bild 6-31**.

6.5.5 Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich

Zur Untersuchung des Einflusses des Ausgleichsgewichtes auf den Spannkraftverlust stand ein Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich zur Verfügung. Durch Entfernen der Ausgleichsgewichte war Ermittlung des Spannkraftverlustes des Spannfutters sowohl mit als auch ohne Fliehkraftausgleich möglich, **Bild 6-32** und **Bild 6-33**. Im Vergleich zum Keilflächenfutter ohne Fliehkraftausgleich ergibt sich beim Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich ein geringerer Spannkraftverlust, der bei einer Drehzahl von 4000 min^{-1} etwa 18 kN beträgt, Bild 6-33. Das entspricht einer Reduzierung um 25 % gegenüber dem Keilflächenfutter ohne Fliehkraftausgleich. Zu beachten ist, dass nur ein Teil der an der Grundbacke wirksamen Gegenkraft an der Spannstelle wirkt. Dieser Effekt ist auf die Kippung der Spannbacken nach außen zurückzuführen.

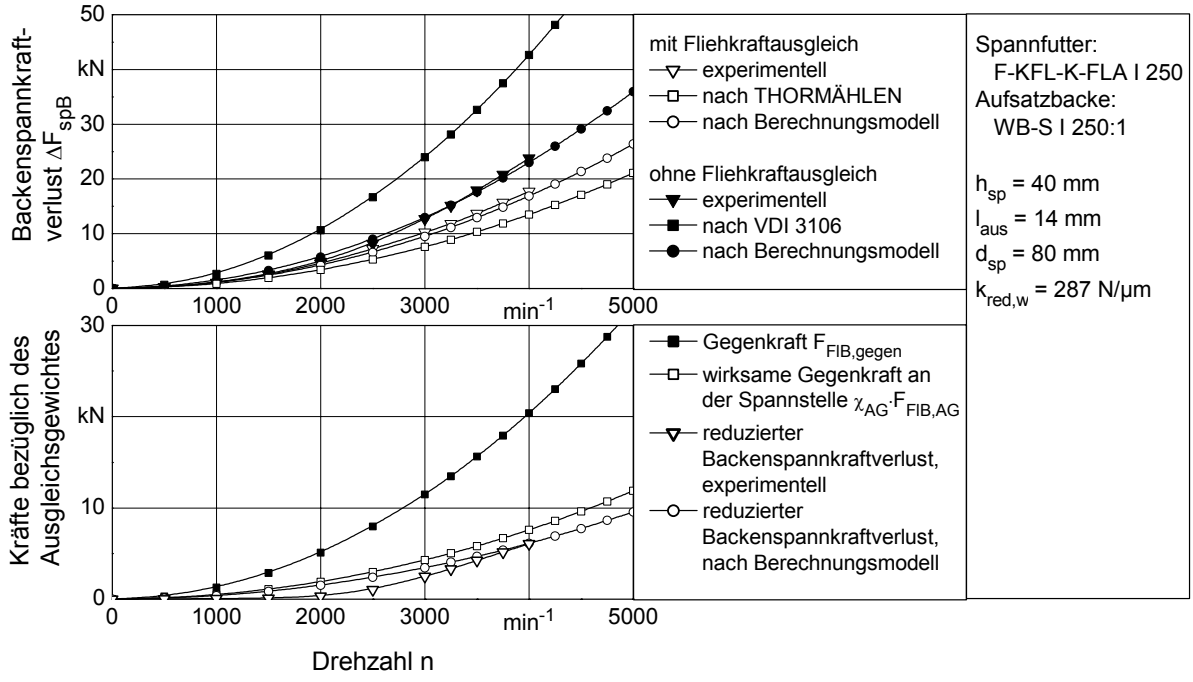


Bild 6-32: *Einfluss der Ausgleichsgewichte bei einem Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich auf den Spannkraftverlust*

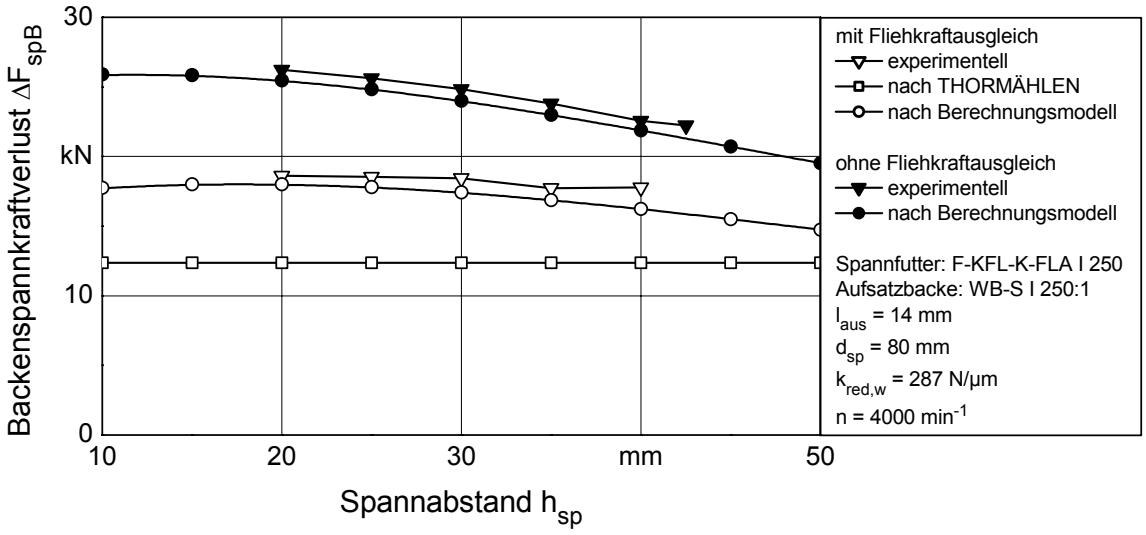
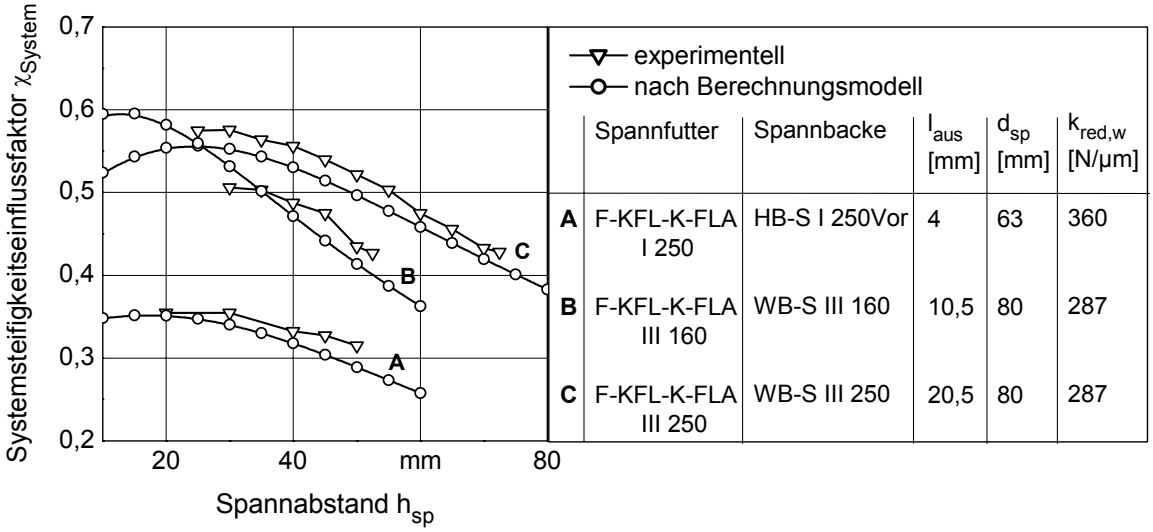


Bild 6-33: *Einfluss der Ausgleichsgewichte bei einem Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich auf den Spannkraftverlust in Abhängigkeit vom Spannabstand*

Nach dem Ansatz von THORMÄHLEN [114, 115] berechnet sich der Spannkraftverlust beim Drehfutter mit Fliehkraftausgleich aus:

$$\Delta F_{spB} = F_{FIB,GB} + F_{FIB,AB} - F_{FIB,gegen}\,. \tag{6-30}$$

Hier werden 100 % der Gegenkraft bei Außenspannung als spannkrafterhöhend angesetzt. Aus Bild 6-32 und Bild 6-33 wird deutlich, dass die nach THORMÄHLEN berechneten Spannkraftverluste erkennbar kleiner als die experimentell ermittelten sind. Diese Berechnung führt daher zu einer unsicheren Drehbearbeitung.



	Spannfutter	Spannbacke	l_{aus} [mm]	d_{sp} [mm]	$k_{red,w}$ [N/µm]
A	F-KFL-K-FLA I 250	HB-S I 250Vor	4	63	360
B	F-KFL-K-FLA III 160	WB-S III 160	10,5	80	287
C	F-KFL-K-FLA III 250	WB-S III 250	20,5	80	287

Bild 6-34: *Systemsteifigkeitseinflussfaktoren der Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich*

Beim in dieser Arbeit neu entwickelten Ansatz zur Berechnung des Spannkraftverlustes beim Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich wird der Einfluss der Fliehkraft des

Ausgleichsgewichtes mit einem spannfutterspezifischen Einflussfaktor χ_{AG}, der durch das Steifigkeitsverhalten des Spannmittels und die Hebelübersetzung bestimmt wird, berücksichtigt, Gleichungen (6-20) bis (6-23). Umfangreiche experimentelle Untersuchungen zeigen, dass die Berechnung sehr genaue Ergebnisse liefert, **Bild 6-34**. Bei der Berechnung wurde ein Wirkungsgrad des Hebelgetriebes von 70 % angesetzt.

Prinzipbedingt erfolgt kein optimaler Fliehkraftausgleich durch die Schwankungen im Betriebszustand [94]. Bei sehr kleinen Spannbackenmassen kann dieser bei Außenspannung mit zunehmender Drehzahl zu einer Spannkrafterhöhung führen. Bei Innenspannung ist die Wirkung der Spannbacken- und Ausgleichsmassen auf die Spannkraft umgekehrt, sodass im Gegensatz zu Drehfuttern ohne Fliehkraftausgleich die Gefahr des Spannkraftverlustes besteht [115].

Das Spannverhalten von Keilflächenfuttern mit Fliehkraftausgleich ist durch eine große Spannkrafthysterese gekennzeichnet [38, 97,104]. Nach einer Rotation des Drehfutters wirkt im Stillstand eine höhere Spannkraft, **Bild 6-35**. Der Spannkraftanstieg ist abhängig von der Drehzahl. Dieser Effekt ist auf die erhöhte Beanspruchung des Futters und durch die elastische Aufweitung des Futterkörpers unter Wirkung der Massen der Spannbacken und der Ausgleichsgewichte zurückzuführen [97]. Diese Spannkrafterhöhung ist insbesondere aufgrund der irreversiblen Verformung nach der Bearbeitung bei dünnwandigen Werkstücken nachteilig [130].

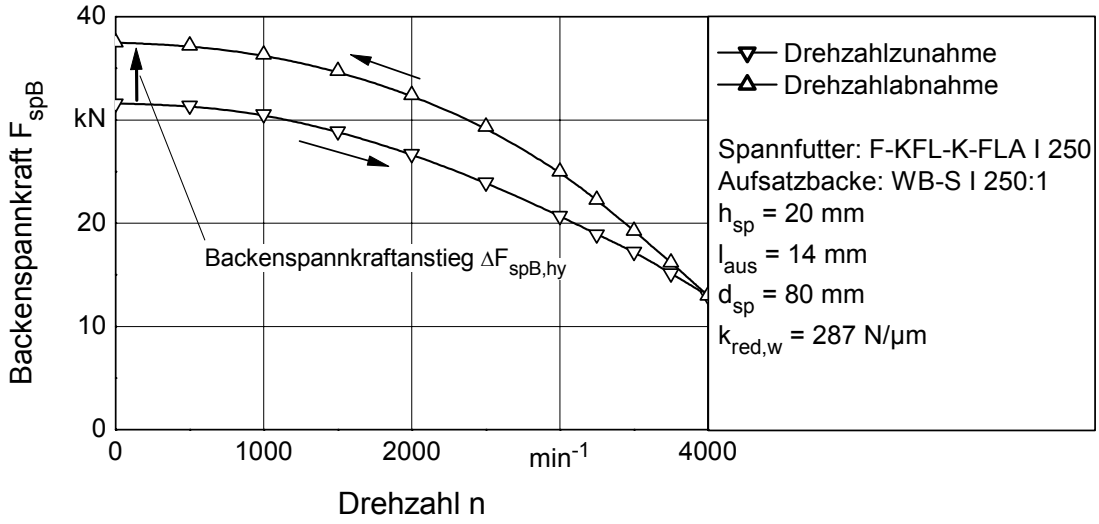


Bild 6-35: *Spannkrafthysterese beim Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich*

Ein Vergleich der Spannkrafthysterese verschiedener Spannfuttertypen zeigt, dass sich der größte Spannkraftanstieg für das Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich ergibt, **Bild 6-36**. Nach einer maximalen Drehzahl von 4000 min^{-1} beträgt der Backenspannkraftanstieg 5,4 kN. Im relativen Vergleich zu diesem Futter beträgt der Spannkraftanstieg für das kraftbetätigte Keilstangenfutter mit Backenschnellwechselsystem nur ca. 20 %. Bei wiederholenden Drehzahlzyklen ergibt sich ein kontinuierlicher Spannkraftanstieg, **Bild 6-37**.

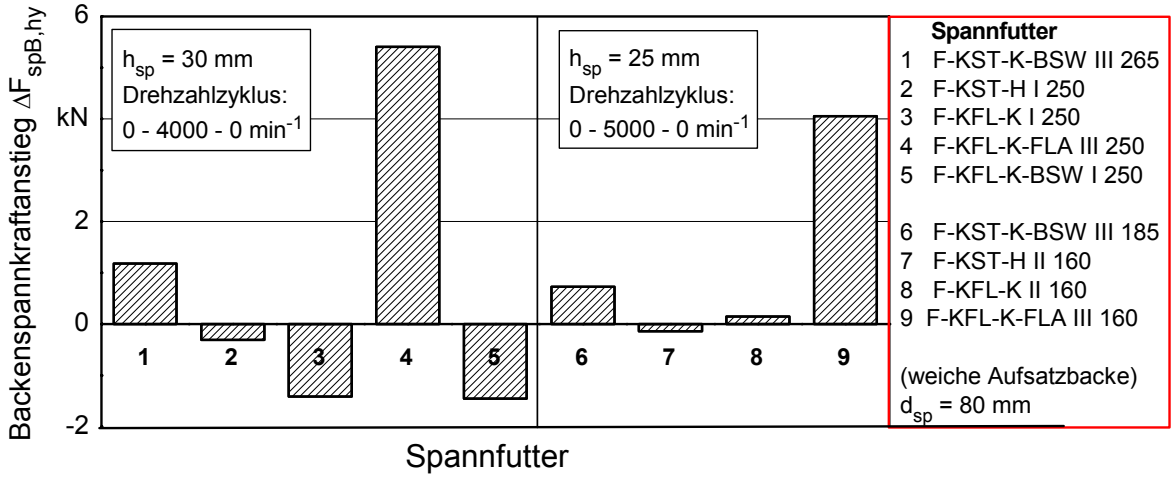


Bild 6-36: *Spannkrafthysterese verschiedener Spannfuttertypen und -größen*

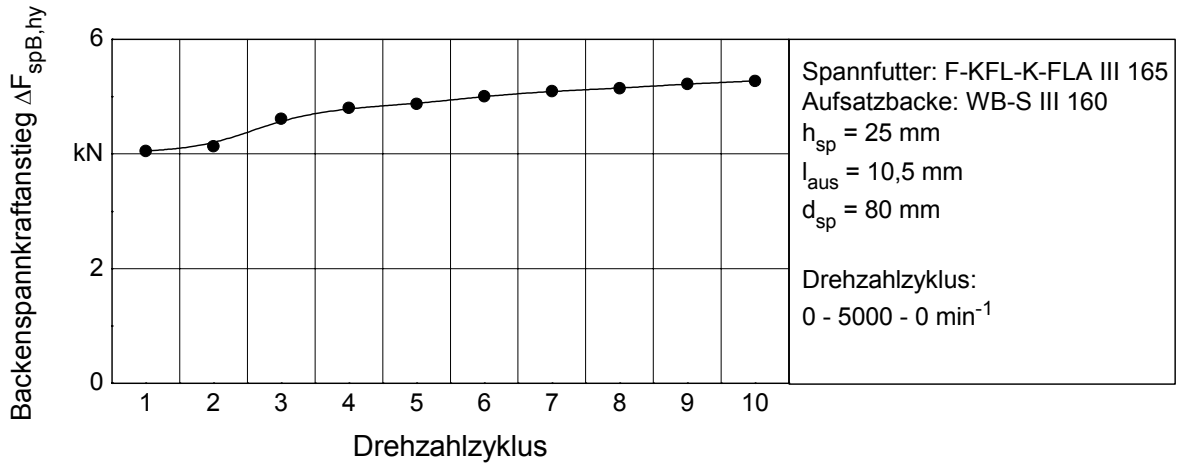


Bild 6-37: *kontinuierlicher Spannkraftanstieg beim Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich*

Zu beachten ist, dass beim Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem und beim 250 mm-Keilflächenfutter ohne Fliehkraftausgleich eine Spannkraftabnahme nach der Rotation ermittelt wurde. Diese Spannkraftabnahme muss besonders bei der Drehbearbeitung mit wechselnden Drehzahlen berücksichtigt werden, um die notwendige Mindestspannkraft zu gewährleisten.

6.5.6 Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem

Der Spannkraftverlust beim Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem ist nach Gleichungen (6-24) und (6-17) zu berechnen, **Bild 6-38**. Im Vergleich zum Keilstangenfutter hat dieses Drehfutter eine zusätzliche Antriebsbacke, die eine Erhöhung der Backenfliehkraft und eine Reduzierung der radialen Spannfuttersteifigkeit bzw. eine Erhöhung des Spannkraftverlustes führt, **Bild 6-39**. Der Vorteil der Schnellwechselbarkeit der Grundbacke ist mit einer Erhöhung des Spannkraftverlustes verbunden.

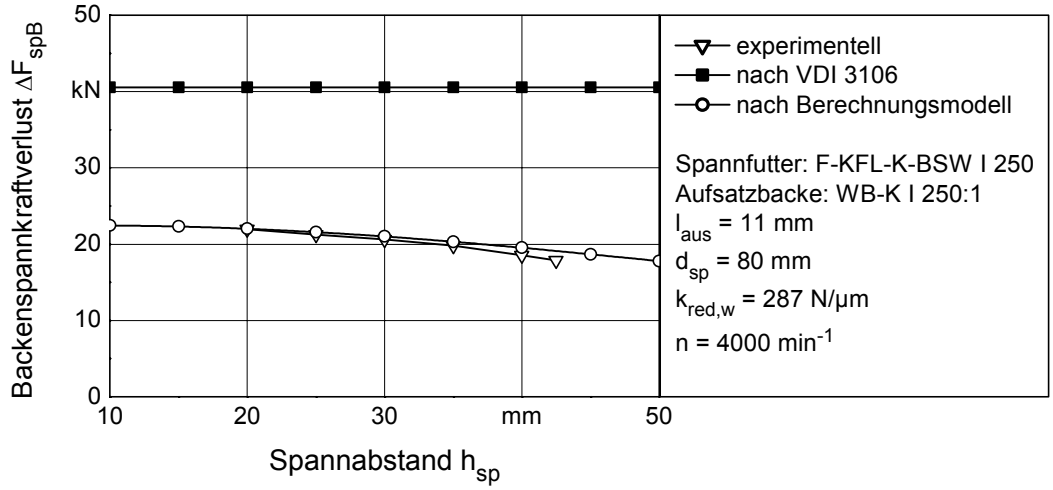


Bild 6-38: *Spannkraftverluste eines Keilflächenfutters mit Backenschnellwechselsystem*

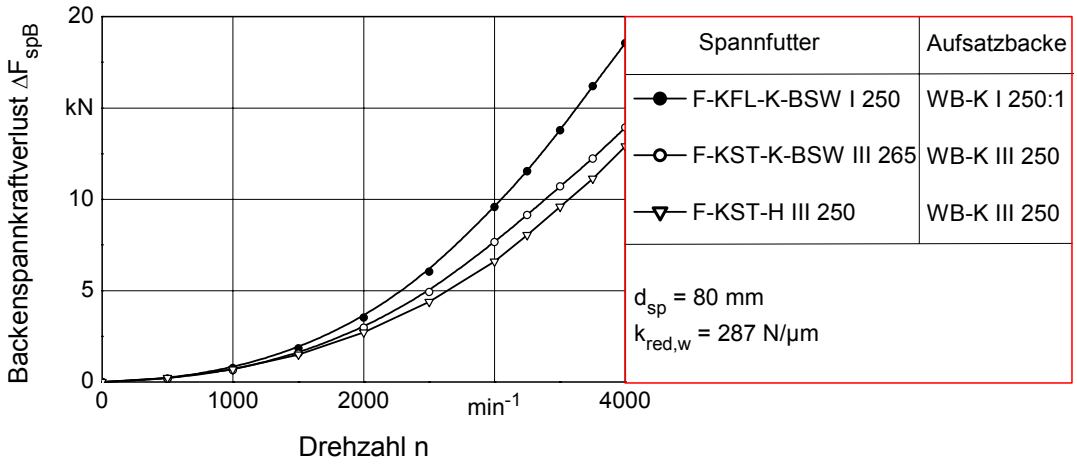


Bild 6-39: *Spannkraftverluste unterschiedlicher Futtertypen*

6.5.7 Vergleich der berechneten und gemessenen Spannkraftverluste

Zur Beurteilung der Berechnungsgenauigkeit der Spannkraftverluste wird eine Fehlerbetrachtung unter Anwendung statistischer Methoden durchgeführt. Damit ist die Abweichung des Systemsteifigkeitseinflussfaktors zu berechnen nach:

$$\Delta\chi_{system} = \frac{\left(\Delta F_{spB}\right)_R - \left(\Delta F_{spB}\right)_M}{F_{FlB}} \,, \tag{6-31}$$

worin $(\Delta F_{spB})_R$ der berechnete Backenspannkraftverlust, $(\Delta F_{spB})_M$ der gemessene Backenspannkraftverlust und F_{FlB} die Backenfliehkraft, die nach VDI 3106 als spannkraftreduzierend angesetzt wird, ist.

In **Bild 6-40** ist die zu erwartende Normalverteilung der über 200 gemessenen Abweichungen der Systemsteifigkeitseinflussfaktoren mit verschiedenen Spannfutter- und Spannbackentypen sowie variierten Spannsituationen aufgetragen. Demgemäss kann bei der Berechnung des Spannkraftverlustes von einer hohen Genauigkeit aus-

gegangen werden, da der Mittelwert der Abweichungen mit 0,69 % sehr klein ist. Die Standardabweichung, die auf die systembedingten Messwertschwankungen sowie die Berechnungsfehler der Werkstück-, Spannfutter- und Spannbackensteifigkeit hindeutet, beträgt 4,04 %.

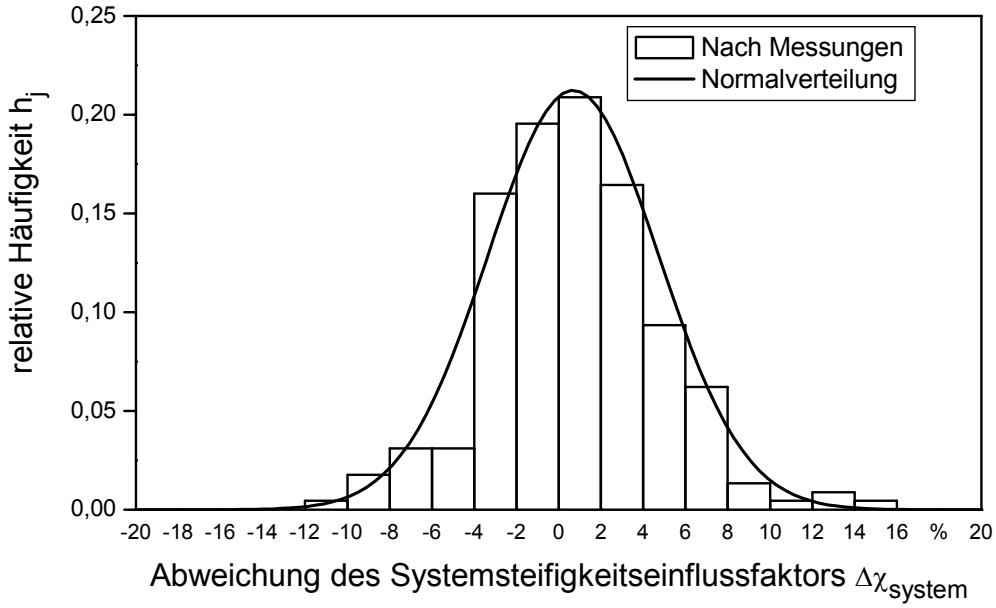


Bild 6-40: *Häufigkeitsverteilung der Abweichungen zwischen berechneten und gemessenen Systemsteifigkeitseinflussfaktoren*

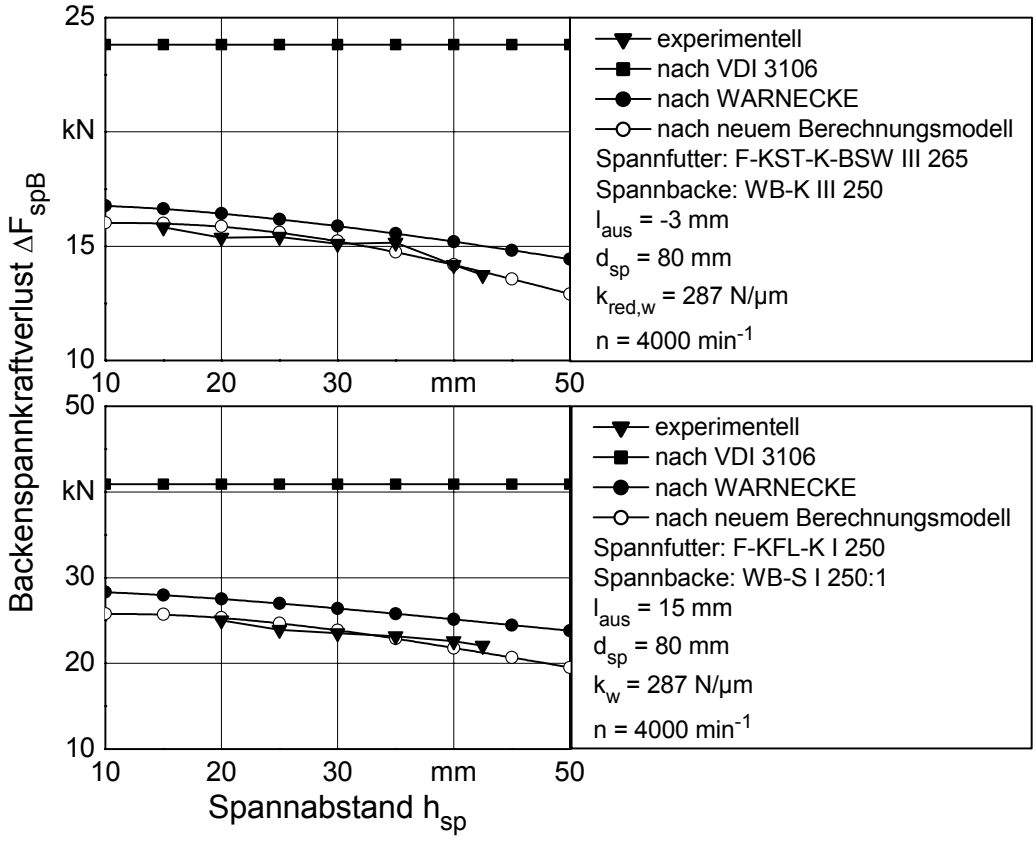


Bild 6-41: *Vergleich der Berechnung des Spannkraftverlustes mit verschiedenen Berechnungsmodellen und der experimentellen Untersuchung*

Die beispielhaften Vergleiche bei einem Keilflächenfutter und einem Keilstangenfutter zeigen, dass die Genauigkeit des neu entwickelten Berechnungsmodells für den Spannkraftverlust die der Berechnungsansätze nach VDI 3106 [155] und nach WARNECKE [126] übersteigt, **Bild 6-41**.

Unter Berücksichtigung der Berechnungsfehler der Werkstück- und Gesamtspannfuttersteifigkeit von ±10 % kann der Spannkraftverlust nach

$$\Delta F_{spB} = \sum_i \chi_i \cdot F_{FlB,i} \cdot \frac{1}{1 + 0{,}8 \cdot \dfrac{k_{r,sp,sp}}{k_{red,w}}} \quad (i = AB,GB,FK,\ldots) \tag{6-32}$$

sicher berechnet werden. Die Abweichungen zwischen den mit Gleichung (6-32) berechneten Spannkraftverlusten und den experimentell ermittelten Ergebnissen liegen in der Größenordnung von 0 % bis 20 %.

6.6 Kennlinien zur Berechnung des Spannkraftverlustes

Zur praktischen Anwendung des Berechnungsmodells bzw. zur Vereinfachung der Berechnung des Spannkraftverlustes ist es notwendig und auch möglich, das Steifigkeitsverhalten der Spannmittel graphisch als Kennlinien darzustellen. Mit diesen Kennlinien kann man die bei der Berechnung des Spannkraftverlustes angewendeten Steifigkeits- bzw. Nachgiebigkeitsparameter ablesen, womit die Kippeinflussfaktoren nach Gleichungen (6-14), (6-15), (6-16), (6-22) und (6-25) sowie die radiale Gesamtsteifigkeit des Spannmittels nach Gleichung (5-23) und der Spannkraftverlust nach Gleichung (6-32) berechnet werden können. Diese spannfutter- und spannbackenspezifischen Kennlinien sollten in Zukunft vom Spannmittelhersteller angegeben werden.

Bild 6-42 zeigt die Kennlinien eines Keilflächenfutters und seiner weichen Aufsatzbacke mit Spitzverzahnung. Die erste Spannfutterkennlinie ist die radiale Nachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Futtereinheit beim Einwirken einer Spannkraft $d_{r,GB,sp}$, Gleichung (5-8). Nach der Schwerpunktlage der Grundbacke ergibt sich die zweite spannfutterspezifische Kennlinie $d_{r,GB,GB}$, welche die Verformung der Futtereinheit unter der Grundbackenfliehkraft kennzeichnet, Gleichung (6-8). Die Sekante der Kurve $d_{r,GB,sp}$ von der Mittelebene der Backenführungen A zur Schwerpunktebene der Aufsatzbacke B kennzeichnet die Verformung der Futtereinheit unter der Aufsatzbackenfliehkraft $d_{r,GB,AB}$, Gleichung (6-9). Die Nachgiebigkeit des Futterkörpers/-kolbens unter Fliehkrafteinwirkung $d_{r,FK,FK}$ ist ebenfalls als Spannfutterkennlinie dargestellt, Gleichung (6-11).

Analog zur Nachgiebigkeit $d_{r,GB,sp}$ wird die radiale Nachgiebigkeit an der Spannstelle infolge der Verformung der Aufsatzbacke beim Einwirken einer Spannkraft $d_{r,AB,sp}$ als eine spannbackenspezifische Kennlinie in Abhängigkeit von der Auskraglänge im rechten Bildteil gezeichnet, Gleichung (5-21). Die Verformung der Aufsatzbacke unter ihrer Fliehkraft $d_{r,AB,AB}$ ergibt sich durch die Sekante von der Kontaktebene zwi-

schen Grundbacke und Aufsatzbacke C zur Schwerpunktebene der Aufsatzbacke D, Gleichung (6-10).

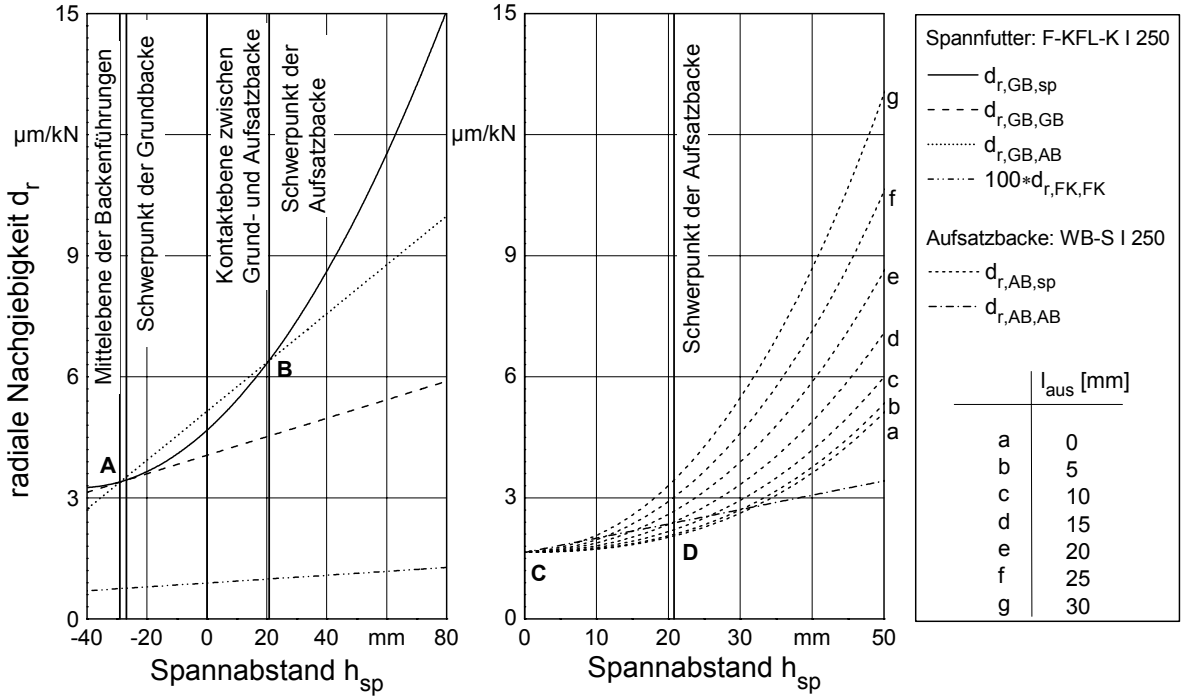


Bild 6-42: *Kennlinien eines Keilflächenfutters und seiner Aufsatzbacke mit Spitzverzahnung zur Spannkraftverlustberechnung*

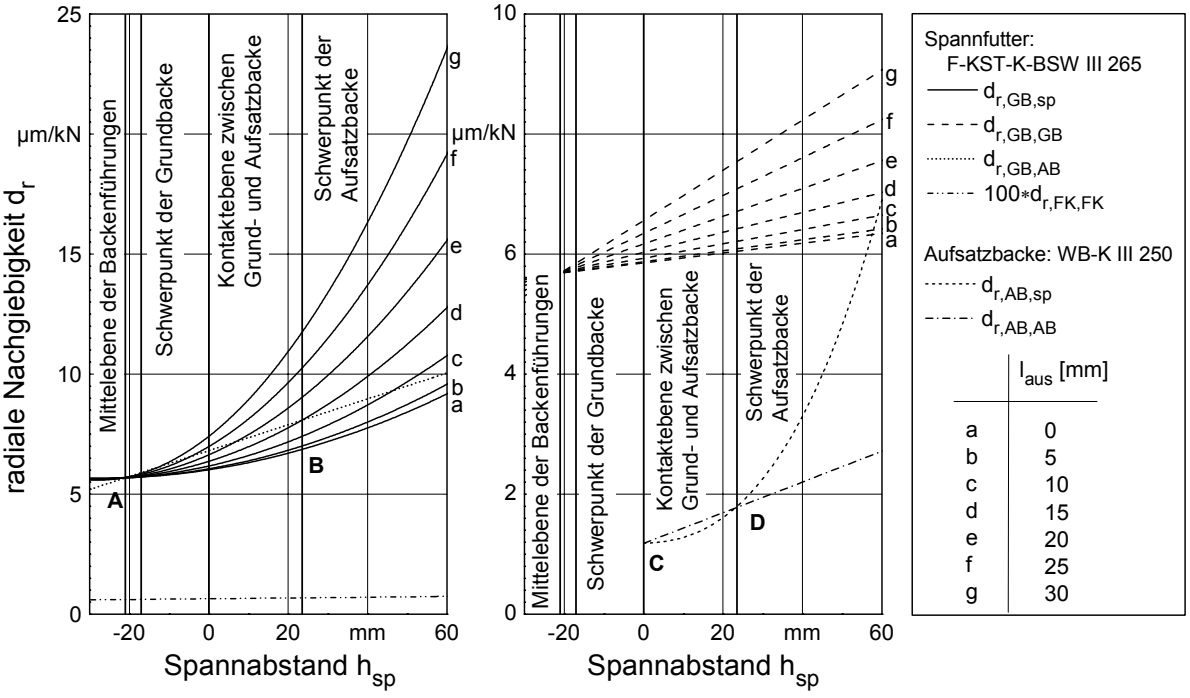


Bild 6-43: *Kennlinien eines Keilstangenfutters und seiner Aufsatzbacke mit Kreuzversatz zur Spannkraftverlustberechnung*

Beim Keilstangenfutter sind die Kennlinien $d_{r,GB,sp}$, $d_{r,GB,GB}$ und $d_{r,GB,AB}$ abhängig von der Auskraglänge der Grundbacke, **Bild 6-43**. Die Kennlinien $d_{r,GB,gegen}$ beim Keilflä-

chenfutter mit Fliehkraftausgleich und $d_{r,TB}$ beim Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem können auch grafisch dargestellt werden.

6.7 Zusammenfassung

Basierend auf der analytischen Beschreibung der Steifigkeiten von Spannmitteln wurde ein neues analytisches Berechnungsmodell zur Bestimmung des dynamischen Spannkraftverlustes entwickelt. Aufgrund der Kippung der Spannbacken wirkt nicht immer 100 % der Spannbackenfliehkraft an der Spannstelle. Die unterschiedlichen Auswirkungen der Fliehkräfte von Aufsatzbacken, Grundbacken, Antriebsbacken, Ausgleichsgewichten und Futterkörper/-kolben auf den Spannkraftverlust werden durch unterschiedliche Kippeinflussfaktoren berücksichtigt. Dadurch ergibt sich nach dem neu entwickelten Modell eine genauere Berechnung des Spannkraftverlustes als nach den bisherigen Berechnungsansätzen. Die Kippeinflussfaktoren werden durch die spannfutter- und spannbackenspezifischen Steifigkeitsparameter bestimmt und sind bei den häufig angewendeten Spannsituationen kleiner als eins. Die grafische Darstellung der Spannfutter- und Spannbackensteifigkeit als Kennlinien vereinfacht die Berechnung des Spannkraftverlustes zur praktischen Anwendung. Beim Keilflächenfutter mit großer Bohrung ist der Einfluss der Futterkörper/-kolbenfliehkraft auf den Spannkraftverlust aufgrund der größeren Verformung des Futterkobens bei Rotation nicht zu vernachlässigen.

Eine hohe radiale Spannfuttersteifigkeit ist immer günstig zur Reduzierung des Spannkraftverlustes. Eine geringe radiale Spannbackensteifigkeit beungünstigt den durch die Aufsatzbackenfliehkraft verursachten Spannkraftverlust, begünstigt jedoch die Reduzierung des von der Grundbackenfliehkraft verursachten Spannkraftverlustes. Die Auswirkung der Spannfutter- und Spannbackenkippsteifigkeit auf den Spannkraftverlust ist abhängig von der Werkstücksteifigkeit. Bei einer größeren Werkstücksteifigkeit ist für einen geringen Spannkraftverlust eine geringe Kippsteifigkeit und ein großer Spannabstand vorteilhaft. Diese Forderungen führen jedoch zu einer Reduzierung der Spann- und Arbeitsgenauigkeit.

Das neu entwickelte Berechnungsmodell der Spannkraftverluste ist sowohl für konventionelle Spannfutter als auch für Spannfutter neuer Bauart, wie Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich oder mit Backenschnellwechselsystem, gültig. Die Allgemeingültigkeit und die hohe Genauigkeit des Berechnungsmodells wurden durch zahlreiche experimentelle Untersuchungen und FEM-Analysen validiert. Durch die genauere Berechnung des Spannkraftverlustes kann das Potential des Spannfutters für HSC-Drehbearbeitung besser ausgenutzt werden und gleichzeitig die Prozesssicherheit der Drehbearbeitung gewährleistet werden.

7 Ermittlung der Mindestspannkraft in Abhängigkeit von den Prozesskräften

7.1 Belastungen der Werkstückspannung

Bei fliegender Werkstückspannung bewirken die am Werkstück auftretenden Prozesskräfte am Spannfutter eine Axial- und eine Radialkraft sowie ein Dreh- und ein Kippmoment. Um diese Belastungen sowie die an den Spannflächen wirkenden Reaktionskräfte zu bestimmen, wurden drei lokale und drei globale Koordinatensysteme definiert, **Bild 7-1**. Ein globales Koordinatensystem (XYZ) liegt an der Maschine und wird mit den Maschinenkoordinaten in Einklang gebracht. Bei der CNC-Drehmaschine mit einer Schrägbett-Anordnung ergibt sich ein Neigungswinkel λ zwischen der X-Koordinate und der Waagerechten.

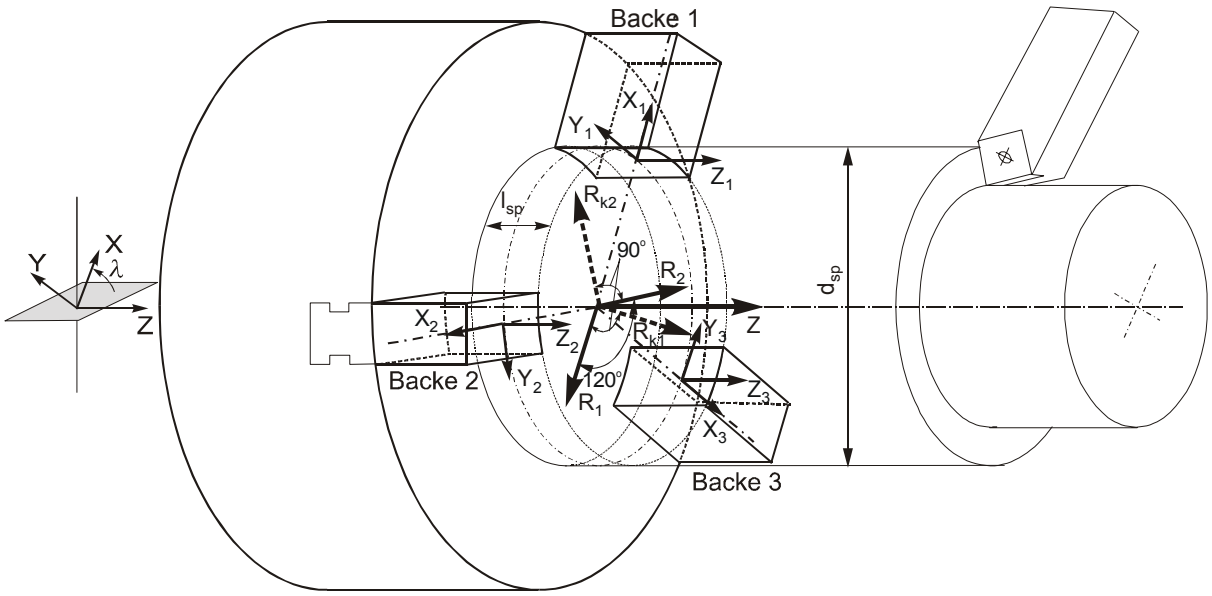


Bild 7-1: *Koordinatensysteme der Werkstückspannung mit Dreibackenfutter*

Zur Darstellung der Belastungen der Werkstückspannung werden am Spannfutter zwei globale Koordinatensysteme (R_1R_2Z und $R_{k1}R_{k2}Z$) mit dem senkrechten Durchstoßpunkt von der Rotationsachse auf die Mittelspannebene als Ursprung eingeführt. Hierbei liegen die Axialkraft F_a und das Drehmoment M_d auf der Z-Koordinate bzw. der Rotationsachse. Das Koordinatensystem R_1R_2 wird für die Zerlegung der Radialkraft definiert. Um die Symmetrien der Werkstückspannung zu nutzen, ist R_1-Koordinate durch Backe1 und R2-Koordinate durch Backe2, das heißt, die Koordinaten R_1 und R_2 haben einen eingeschlossenen Winkel von 120º. Die Radialkraft kann nach folgender Gleichung auf den Koordinaten R_1R_2 zerlegt werden, **Bild 7-2**:

$$\begin{bmatrix} F_{r1} \\ F_{r2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_r \cdot \left(\cos\varphi_F + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sin\varphi_F \right) \\ F_r \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sin\varphi_F \end{bmatrix}. \qquad (7\text{-}1)$$

Durch diese Zerlegung lassen sich die von F_{r1} und F_{r2} an den Spannflächen wirkenden Reaktionskräfte mit einem identischen Modell berechnen. Bei einer Drehung um 90° des Koordinatensystems R_1R_2 entgegen dem Uhrzeigersinn ergibt sich das Koordinatensystem $R_{k1}R_{k2}$, welches zur Zerlegung des Kippmomentes definiert wird, **Bild 7-2**. Eine in R_1-Koordinatenrichtung wirkende Kippkraft verursacht ein Kippmoment, das in R_{k1}-Koordinatenrichtung liegt. Das Kippmoment kann nach:

$$\begin{bmatrix} M_{k1} \\ M_{k2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_k \cdot \left(\cos\varphi_M + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sin\varphi_M \right) \\ M_k \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sin\varphi_M \end{bmatrix} \tag{7-2}$$

zerlegt werden.

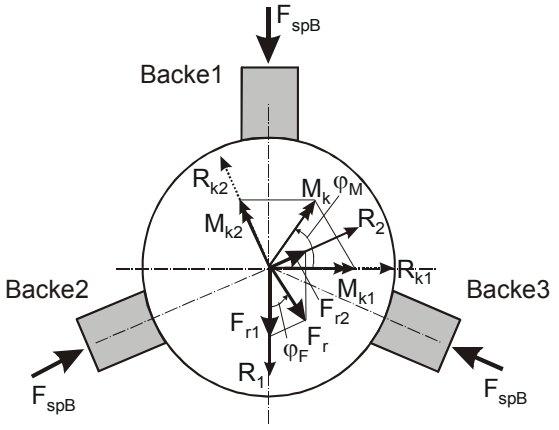


Bild 7-2: *Zerlegung der Radialkraft und des Kippmomentes*

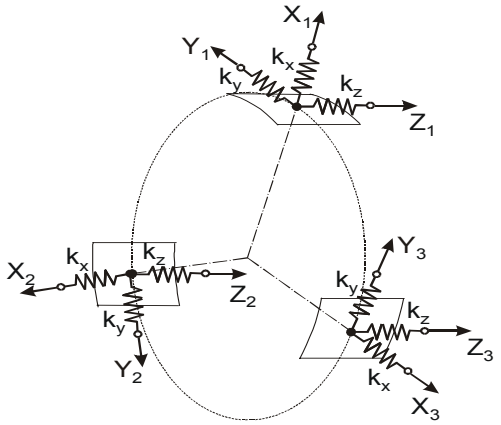


Bild 7-3: *Steifigkeiten des Gesamtsystems [113]*

Auf jeder Spannbacke befindet sich ein lokales Koordinatensystem zur Darstellung der an der entsprechenden Spannbacke wirkenden Belastungen und Verformungen, siehe Bild 5-1. Das heißt, die drei lokalen Koordinatensysteme beim Dreibackenfutter sind gegeneinander um jeweils 120º versetzt. Zur Berechnung der Reaktionskräfte an den drei Spannbacken werden in jedem lokalen Koordinatensystem drei Steifigkeiten (k_x, k_y, k_z), die aus den Steifigkeiten des Spannmittels (k_f, k_t, k_a) und den Steifigkeiten des Werkstücks zusammengesetzt werden, definiert, **Bild 7-3**. Unter Annahme einer unendlich großen tangentialen und axialen Werkstücksteifigkeit gilt:

$$k_x = \left(\frac{1}{k_f} + \frac{1}{k_{red,w}} \right)^{-1}, \; k_y = k_t \text{ und } k_z = k_a \,. \tag{7-3}$$

Die Kräfte und Momente am Werkstück im Zerspanprozess sind im **Bild 7-4** dargestellt. An jeder Spannfläche entsteht eine Kombination der Reaktionskräfte (F_{xi}, F_{yi}, F_{zi}). Die Belastungen an der Spannstelle, denen die Spannkraft entgegenwirken muss, ergibt sich aus den Gleichungen:

$$F_a = -F_v - F_{vax}\,, \tag{7-4}$$

$$M_d = F_s \cdot \frac{d_z}{2} + M_{dax}\,, \tag{7-5}$$

$$F_r = \sqrt{{F_{r,x}}^2 + {F_{r,y}}^2} + F_{un} \text{ und} \tag{7-6}$$

$$\varphi_F = \varphi_{F0} - \varphi \;\; (\varphi \in [-\pi, \pi]) \tag{7-7}$$

mit $\varphi_{F0} = \arctan\left(\frac{F_{r,y}}{F_{r,x}}\right)$, $F_{r,x} = F_p + F_G \cdot \sin(\lambda - \alpha)$ und $F_{r,y} = F_G \cdot \cos(\lambda - \alpha) \mp F_s$, sowie

$$M_k = \sqrt{{M_{k,x}}^2 + {M_{k,y}}^2} + F_{un} \cdot l_s \text{ und} \tag{7-8}$$

$$\varphi_M = \varphi_{M0} - \varphi \;\; (\varphi \in [-\pi, \pi]) \tag{7-9}$$

mit $\varphi_{M0} = \arctan\left(\frac{M_{k,y}}{M_{k,x}}\right)$, $M_{k,x} = F_p \cdot l_z + F_G \cdot l_s \cdot \sin(\lambda - \alpha) - F_v \cdot \frac{d_z}{2}$ und

$$M_{k,y} = F_G \cdot l_s \cdot \cos(\lambda - \alpha) \mp F_s \cdot l_z\,.$$

In den Gleichungen (7-6) bis (7-9) steht das Plus-Zeichen für den Linkslauf der Spindel. Bei der Rotation der Spindel verändern sich die an den Spannflächen wirkenden Reaktionskräfte durch die Veränderung der Wirkwinkel der Radialkraft und des Kippmomentes.

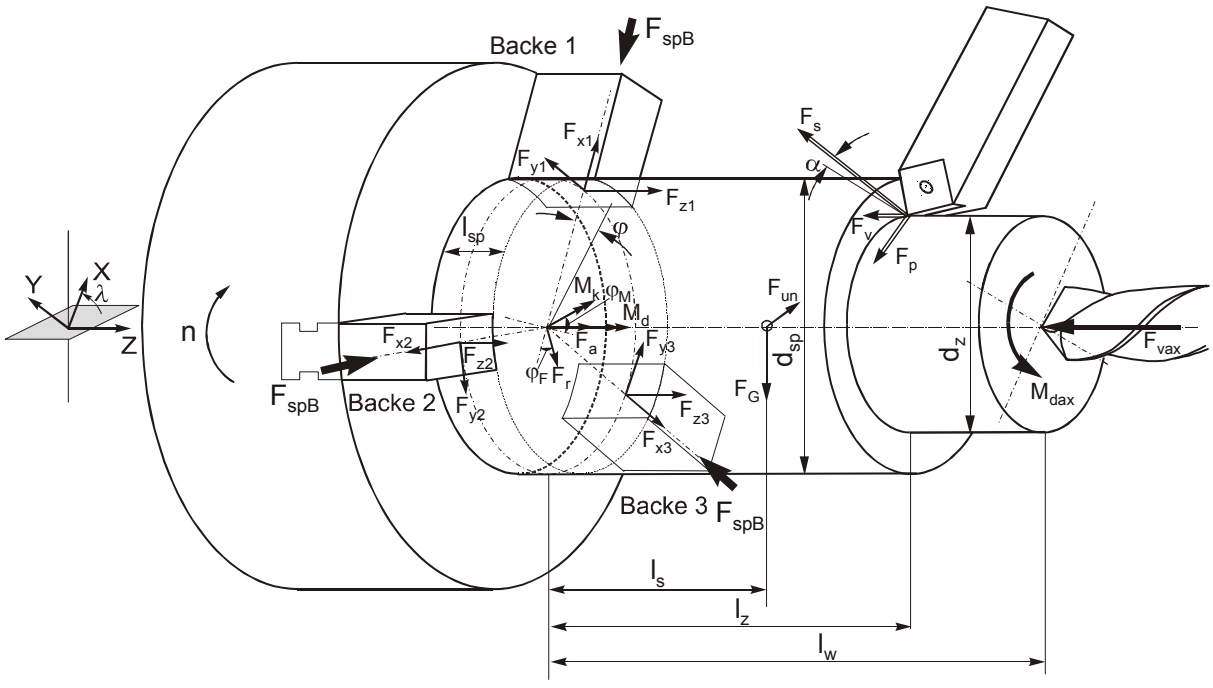


Bild 7-4: *Kräfte und Momente am Werkstück [113, 155]*

7.2 Ermittlung der übertragbaren Drehmomente und Axialkräfte

7.2.1 Theoretische Analyse

Bei der Belastung durch das Drehmoment M_d ergeben sich unter Berücksichtigung der Symmetrie die Reaktionskräfte:

$$F_{y_i,M_d} = \frac{2 \cdot M_d}{3 \cdot d_{sp}} \text{ und } F_{x_i,M_d} = F_{z_i,M_d} = 0 \ (i = 1,2,3). \tag{7-10}$$

Das übertragbare Drehmoment ist abhängig von der wirksamen Spannkraft, dem Spanndurchmesser und dem an den Spannflächen herrschenden tangentialen Spannbeiwert. Es gilt:

$$M_{d,\max} = \frac{\mu_{spt} \cdot F_{sp} \cdot d_{sp}}{2}. \tag{7-11}$$

Ebenfalls lassen sich die Reaktionskräfte an den Spannflächen bei der Axialkraft F_a wie folgt berechnen:

$$F_{z_i,F_a} = \frac{F_a}{3} \text{ und } F_{x_i,F_a} = F_{y_i,F_a} = 0 \ (i = 1,2,3). \tag{7-12}$$

Die Axialkraft kann vernachlässigt werden, wenn das Werkstück axial anliegt. Andernfalls muss diese durch axiale Reibung in den Spannflächen aufgenommen werden. Dadurch ergibt sich die übertragbare Axialkraft:

$$F_{a,\max} = \mu_{spa} \cdot F_{sp}. \tag{7-13}$$

Die erforderlichen Spannkräfte zur Aufnahme des Drehmomentes, der Axialkraft sowie ihrer Kombination können aus den Gleichungen:

$$F_{spd} = \frac{2 \cdot M_d}{\mu_{spt} \cdot d_{sp}}, \tag{7-14}$$

$$F_{spa} = \frac{F_a}{\mu_{spa}} \text{ und} \tag{7-15}$$

$$F_{spda} = \sqrt{\left(\frac{2 \cdot M_d}{\mu_{spt} \cdot d_{sp}}\right)^2 + \left(\frac{F_a}{\mu_{spa}}\right)^2} \tag{7-16}$$

berechnet werden.

Für die erforderlichen Spannkräfte bzw. das übertragbare Drehmoment und die übertragbare Axialkraft spielen die Spannbeiwerte in der Berührungszone Spannbacke-Werkstück eine entscheidende Rolle. Die Mechanismen der zwischen Backe und

Werkstück herrschenden Festkörperreibung werden in Adhäsion und Scheren, plastische Deformation, Furchung sowie elastische Hysterese und Dämpfung eingeteilt [6]. Die Adhäsionskomponente der Reibung ist von zahlreichen Einflussfaktoren wie Formänderungsmögen der Kontaktpartner, Elektronenstruktur, Oberflächenschichten, Zwischenstoffen und Umgebungsmedien abhängig [6]. Die Deformations- und Furchungskomponente der Reibung hängt vor allem von der Härte, dem Elastizitätsmodul und der Bruchzähigkeit der beiden kontaktierenden Körper ab [6, 10]. Infolge der Komplexheit der Reibung ist es im allgemeinen nicht möglich, Reibungskenngrößen theoretisch zu berechnen; sie müssen vielmehr mit geeigneten Mess- und Prüftechniken experimentell bestimmen und in aussagefähiger Form dargestellt werden [6].

Die Spannbeiwerte wurden bereits von SPUR/EGGERT [90] mit Handspannfuttern experimentell untersucht und in Abhängigkeit von der Backenspannfläche und Werkstückoberfläche tabellarisch in Richtlinie VDI 3106 dargestellt, **Tabelle 7-1**. Folgende Größen haben entscheidenden Einfluss auf die Spannbeiwerte [90, 126, 155]:

- Werkstoffpaarung Spannbacke-Werkstück,
- Oberfläche des Werkstücks,
- Oberfläche der Backen,
- Härte des Werkstücks,
- Härte der Backen,
- Flächenpressung,
- Berührungsform zwischen Spannbacke und Werkstück sowie
- Verwendung von Kühlschmierstoffen.

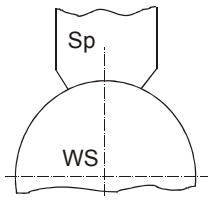
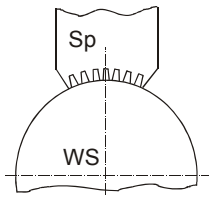
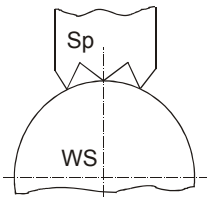
Backenspannfläche / Werkstückoberfläche	glatt	pflastersteinartig	krallenartig
			
feingeschlichtet, geschliffen	μ_{spt} = 0,06 μ_{spa} = 0,12	μ_{spt} = 0,12 μ_{spa} = 0,22	μ_{spt} = 0,22 μ_{spa} = 0,36
geschlichtet bis geschruppt	μ_{spt} = 0,10 μ_{spa} = 0,20	μ_{spt} = 0,20 μ_{spa} = 0,36	μ_{spt} = 0,36 μ_{spa} = 0,60
roh bzw. unbearbeitet	μ_{spt} = 0,14 μ_{spa} = 0,28	μ_{spt} = 0,28 μ_{spa} = 0,50	μ_{spt} = 0,50 μ_{spa} = 0,84
Werkstoffkorrekturwerte	Al-Legierung 0,97 Ms 58 0,92 GG-18 0,80		

***Tabelle 7-1**: Spannbeiwerte nach VDI 3106 [155]*

7.2.2 Experimentelle Untersuchung

7.2.2.1 Versuchsdurchführung

Mit dem Versuchsaufbau zur Ermittlung der tangentialen Futtersteifigkeiten, Bild 5-50, wurden die experimentellen Untersuchungen zum übertragbaren Drehmoment bzw. zum tangentialen Spannbeiwert durchgeführt. Zunächst wurde die Spannkraft mit dem Spannkraftmesser in Abhängigkeit vom Spanndurchmesser und vom Spannabstand ermittelt, an dem dann auch das Werkstück gespannt wurde. Nach dem Einspannen des Probewerkstückes wurde ein Drehmoment durch einen Drehmomentschlüssel kontinuierlich steigernd auf das Werkstück bis zum Rutschen eingeleitet. Das Drehmoment wurde durch eine tangential zur Drehachse angeordnete Kraftmessdose gemessen. Als übertragbares Drehmoment $M_{d,max}$ ist das Drehmoment beim Beginn des Rutschens des Werkstücks definiert. **Bild 7-5a** zeigt einen Verlauf des Drehmomentes. Nach dem Rutschen des Werkstückes fällt der Spannbeiwert ab, steigt dann aber sofort wieder an, da die Backen auf der durch Reibung aufgerauhten Oberfläche des Werkstücks gut haften [126].

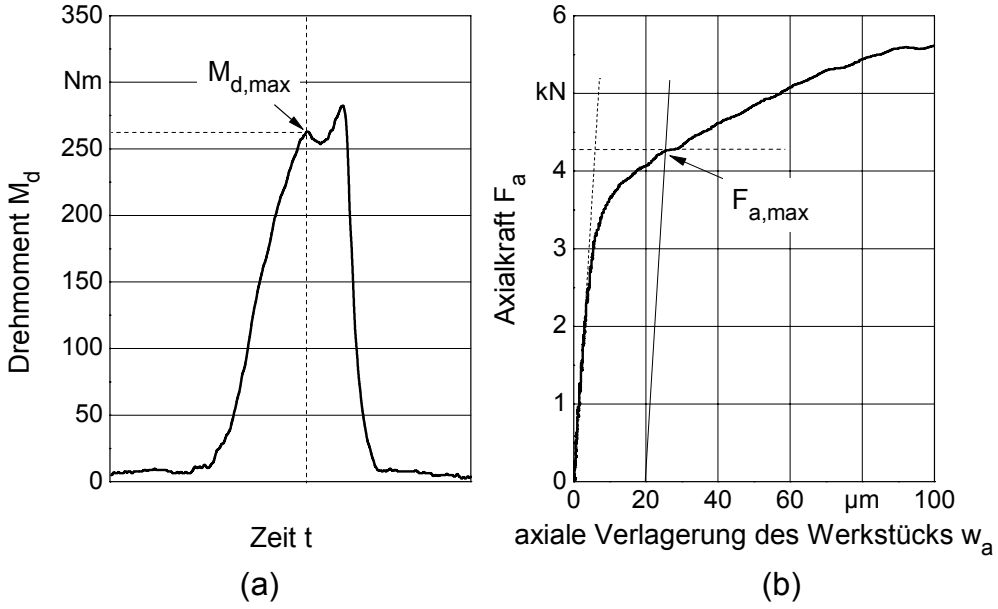


Bild 7-5: *Verläufe des Drehmomentes (a) und der Axialkraft (b)*

Die experimentelle Ermittlung der übertragbaren Axialkraft bzw. des axialen Spannbeiwertes erfolgte mit Hilfe des in **Bild 7-6** dargestellten Versuchsaufbaus. Um die richtungsabhängigen Spannbeiwerte zu ermitteln, wurde eine axiale Zug- oder Druckkraft über eine Kraftmessdose kontinuierlich steigernd in das Werkstück bis zum Rutschen eingeleitet. Gleichzeitig wurde die axiale Verlagerung des Werkstücks mit einem berührenden Wegaufnehmer gemessen. Der Verlauf der Axialkraft in Abhängigkeit der axialen Verlagerung des Werkstücks ist beispielhaft in **Bild 7-5b** dargestellt. Im Bereich größerer Axialkräfte ergeben sich Abweichungen vom linearen Verformungsverhalten, die Ausdruck einer Relativverschiebung zwischen Werkstück und Spannbacken sind. Eine Abweichung von 20 µm wurde als Kriterium festgelegt, um die übertragbare Axialkraft $F_{a,\,max}$ zu bestimmen.

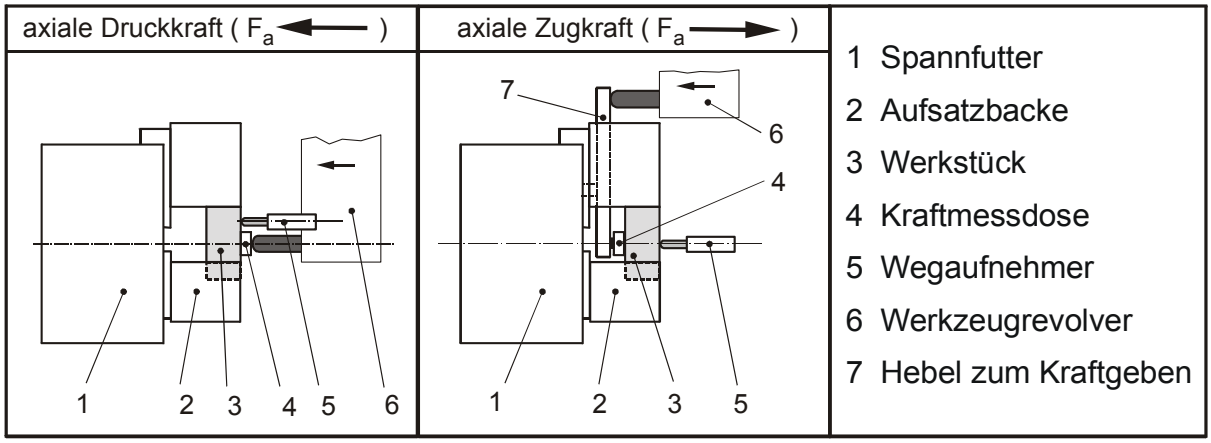


Bild 7-6: *Schematischer Versuchsaufbau zur Ermittlung der übertragbaren Axialkraft*

Mit dem übtragbaren Drehmoment und der übtragbaren Axialkraft können die tangentialen und axialen Spannbeiwerte nach Gleichungen (7-11) und (7-13) berechnet werden.

Um den Einfluss der Werkstückoberfläche auf den Spannbeiwert zu untersuchen, wurden die Werkstücke mit feingeschlichteten, geschlichteten und geschruppten Oberflächen gefertigt. Die Rauhigkeiten der Werkstückoberflächen und der ausgedrehten Backenflächen wurden mit einem Oberflächenmessgerät der Firma Rodenstock mit Typ RM600 ermittelt, **Tabelle 7-2**.

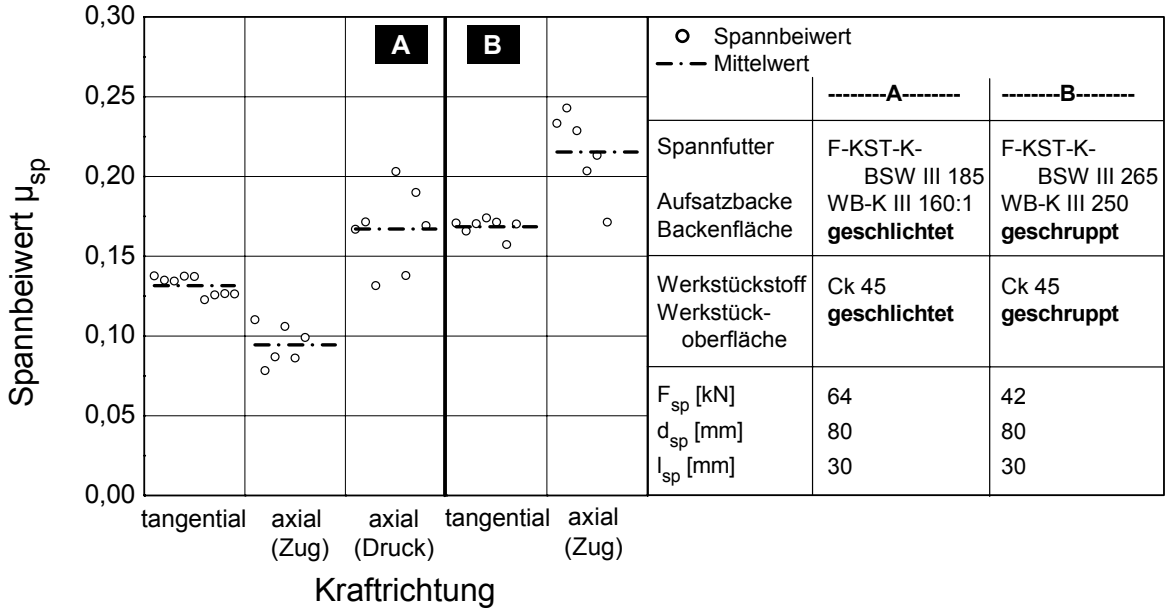
Werkstückoberfläche	R_z [µm]	R_a [µm]	Backenfläche	R_z [µm]	R_a [µm]
feingeschlichtet	7-9	1,0-1,1	geschlichtet	17-21	1,9-2,5
geschlichtet	17-21	2,1-2,9	geschruppt	30-37	3,3-4,4
geschruppt	48-52	6,6-7,6			
roh bzw. unbearbeitet	> 160				

Tabelle 7-2: *Rauhigkeiten der untersuchten Werkstücke und der ausgedrehten weichen Backen*

7.2.2.2 Untersuchungsergebnisse

Spannbeiwerte in Abhängigkeit der Kraftrichtung

Neben der Axialverlagerung bewirkt die Axialkraft an den Spannbacken eine Radialverlagerung, die den Spanndurchmesser und damit die Spannkraft ändert. Bei einer axialen Druckkraft erhöht sich die Spannkraft und dadurch ergibt sich eine höhere übertragbare Axialkraft. Den Einfluss der Kraftrichtung auf den Spannbeiwert bei weichen Backen und geschlichtetem Werkstück zeigt **Bild 7-7A**. Der Spannbeiwert bei Druckbelastung ist um 70 % höher als bei Zugbelastung. Infolge der zahlreichen Einflüsse auf die Spannbeiwerte wurde eine erhebliche Streuung ermittelt. Zum Vergleich wurde der Mittelwert aus mindestens fünf Messwerten berechnet.



	--------A--------	--------B--------
Spannfutter	F-KST-K-BSW III 185	F-KST-K-BSW III 265
Aufsatzbacke	WB-K III 160:1	WB-K III 250
Backenfläche	**geschlichtet**	**geschruppt**
Werkstückstoff	Ck 45	Ck 45
Werkstück-oberfläche	**geschlichtet**	**geschruppt**
F_{sp} [kN]	64	42
d_{sp} [mm]	80	80
l_{sp} [mm]	30	30

Bild 7-7: *Einfluss der Kraftrichtung auf den Spannbeiwert*

Die in Tabelle 7-1 angegebenen axialen Spannbeiwerte wurden unter Druckbelastung ermittelt. Dadurch ist der axiale Spannbeiwert höher als der tangentiale angegeben. Der Spannbeiwert bei Zugbelastung ist von Bedeutung zur Aufnahme des Kippmomentes. Soweit nichts anderes angegeben ist, wird der Spannbeiwert bei Zugbelastung als axialer Spannbeiwert definiert.

Der axiale und der tangentiale Spannbeiwert unterscheiden sich aufgrund der unterschiedlichen Richtungen von Vorschub- und Schnittbewegung beim Ausdrehen der Spannbacken und beim Drehen der Werkstückoberfläche [155]. Bei einem in weichen Backen gespannten geschlichteten Werkstück ist der axiale Spannbeiwert kleiner als der tangentiale, Bild 7-7A. Bei einem geschruppten Werkstück sowie bei durch Schruppen ausgedrehten Spannbacken ist der axiale Spannbeiwert erheblich höher als der tangentiale, **Bild 7-7B**.

Einfluss der Härte des Werkstücks

Die Untersuchungsergebnisse von WARNECKE [126] zeigen einen angenähert linearen Abfall des Spannbeiwertes mit steigender Härte des Werkstücks. Beim Einspannen eines weichen Werkstücks mit harten Backen und verzahnten Spannflächen ist das Rutschen kein einfacher Reib- und Verschleißvorgang, sondern tendiert zu den Merkmalen eines üblichen Zerspanvorganges. Je weicher das Werkstück ist, desto mehr dringen die Zähne der Spannbacken in das Werkstück ein, so dass sich ein höherer Spannbeiwert ergibt.

Einfluss der Spannkraft

Den Einfluss der Spannkraft auf den Spannbeiwert zeigt **Bild 7-8**. Beim Spannen mit weichen Backen im Passsitz hat die Spannkraft relativ geringen Einfluss auf den

Spannbeiwert, was mit dem Amontonsschen Reibungsgesetz übereinstimmt. Beim Spannen mit harten Backen besteht jedoch infolge der plastischen Verformungen der Werkstückoberfläche ein Einfluss der Spannkraft bzw. der Flächenpressung. Der Spannbeiwert steigt mit steigender Spannkraft an. Dieses Ergebnis deckt sich mit den Erkenntnissen von WARNECKE [126]. Bei konstanter Spannkraft ergibt sich ein analoges Untersuchungsergebnis mit Änderung der Spannlänge, **Bild 7-9**.

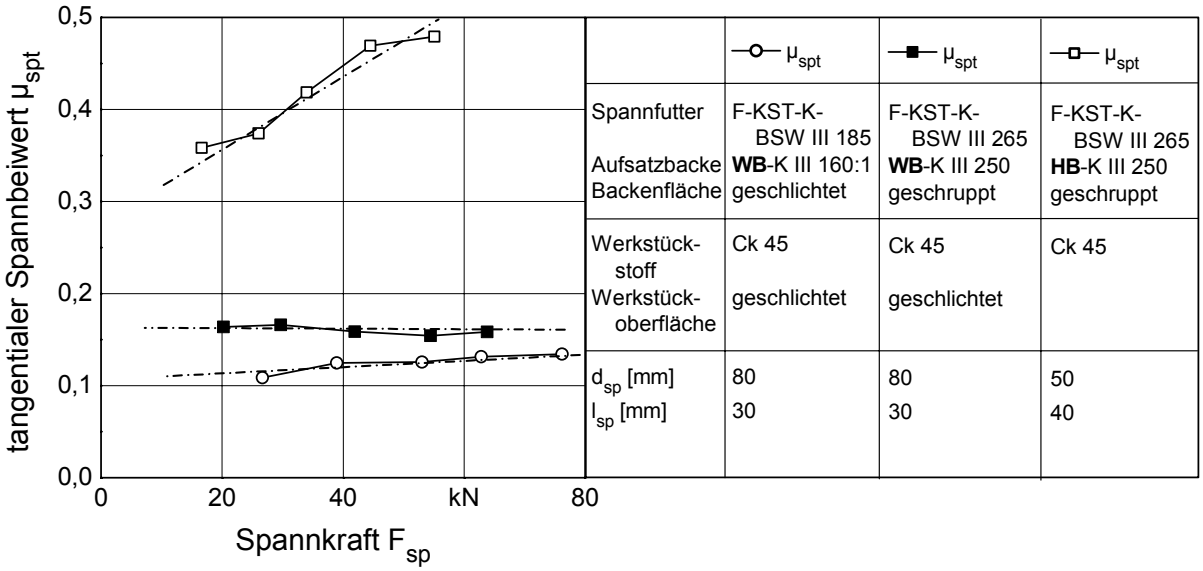


Bild 7-8: *Einfluss der Spannkraft auf den Spannbeiwert*

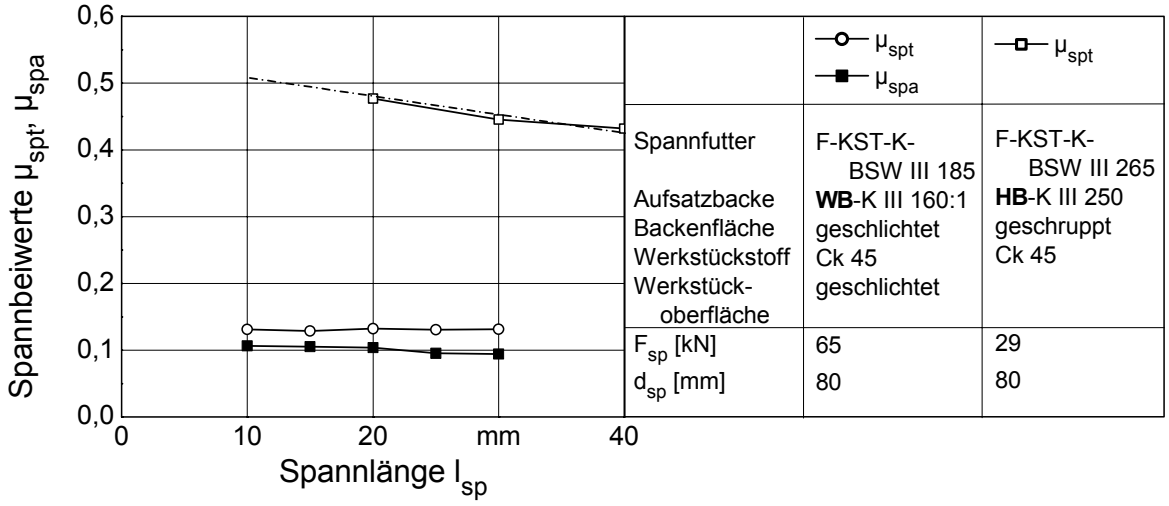


Bild 7-9: *Einfluss der Spannlänge auf den Spannbeiwert*

Einfluss der Beführungsform

Die Berührungsform zwischen ausgedrehten weichen Backen und Werkstück wird in Pass-, Kanten- und Sattelsitz unterteilt, **Bild 7-10**. Beim Passsitz entspricht der Ausdrehdurchmesser weicher Backen dem Werkstückdurchmesser. Dadurch entsteht in der Kontaktzone kaum eine Plastifizierung des Werkstücks. Ist der Werkstückdurchmesser größer als der Ausdrehdurchmesser, kommt es zum Kantensitz. Nach den

Erkenntnissen von WEISSER [132] wird der Traganteil beim Kantensatz verringert und es kommt zu plastischen Verformungen in der Randzone des Werkstückes. Diese plastischen Verformungen sind günstig für die Übertragung des Drehmomentes. Eigene Untersuchungen haben gezeigt, dass der tangentiale Spannbeiwert beim Kantensitz höher als der beim Passsitz und beim Sattelsitz ist, **Bild 7-11**. Für eine sichere Übertragung des Drehmomentes wurde von Spur [90] ein leichter Kantensitz empfohlen. Desweiteren ist ein leichter Kantensitz günstig für eine hohe Einspannsteifigkeit [12]. Ein Einfluss der Berührungsform auf den axialen Spannbeiwert ist nicht festzustellen.

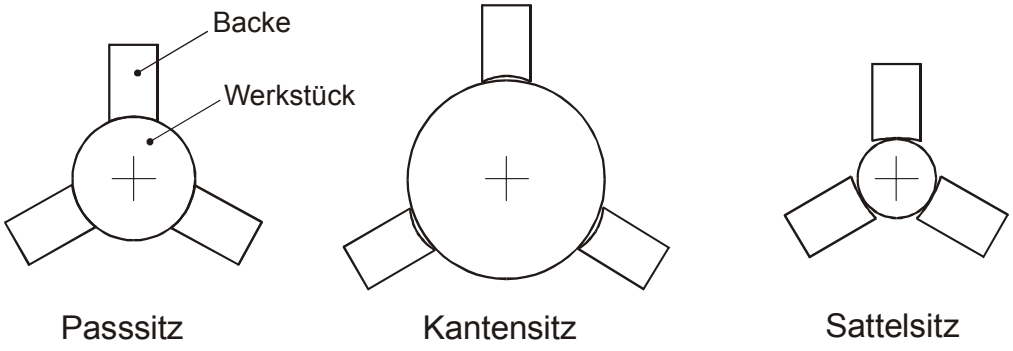


Bild 7-10: *Berührungsformen zwischen Spannbacken und Werkstück [90]*

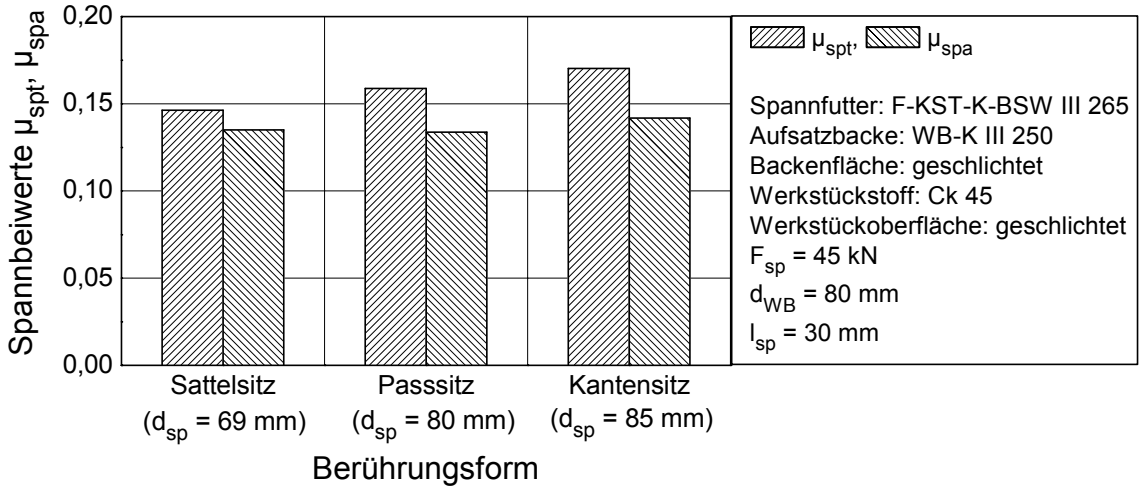


Bild 7-11: *Einfluss der Berührungsform auf den Spannbeiwert bei ausgedrehten weichen Backen*

Um eine Anlage der gesamten Spannfläche am Werkstück zu garantieren, sollten harte Backen mit pflastersteinartiger Spannfläche unter Spannkraft ausgeschliffen werden [56]. Die Sitzform der Backen ist dann abhängig vom Werkstückdurchmesser. Den Einfluss des Werkstückdurchmessers auf den Spannbeiwert bei harten Backen ist in **Bild 7-12** dargestellt. Bei großem Durchmesser dringen die zwei Seitenkanten jeder Backe in die Werkstückoberfläche ein, so dass sich ein höherer tangentialer Spannbeiwert ergibt. Zur Übertragung höherer Drehmomente sind daher möglichst harte Backen mit Kantensitz zum Spannen des Werkstücks zu verwenden.

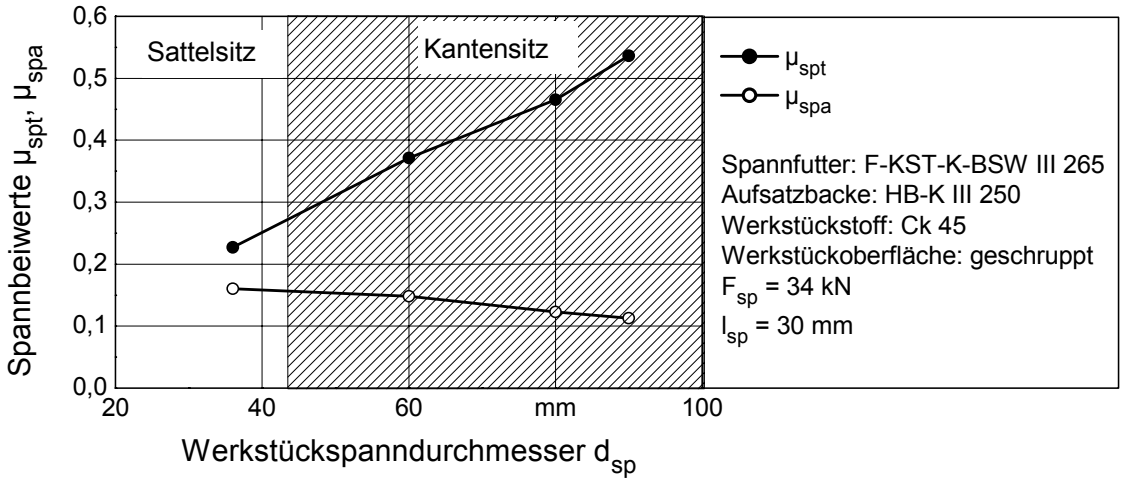


Bild 7-12: *Spannbeiwerte in Abhängigkeit des Werkstückdurchmessers bei harten Backen*

Einfluss der Werkstückoberfläche

Beim Spannen mit ausgedrehten weichen Backen ist die Werkstückoberfläche für den Spannbeiwert von Bedeutung. Die Spannbeiwerte nehmen mit steigender Rauhigkeit der Werkstückoberfläche zu, **Bild 7-13**. Der große axiale Spannbeiwert beim geschruppten Werkstück ist auf den Verzahnungseffekt zwischen weichen Backen und ringförmiger Werkstückoberfläche zurückzuführen.

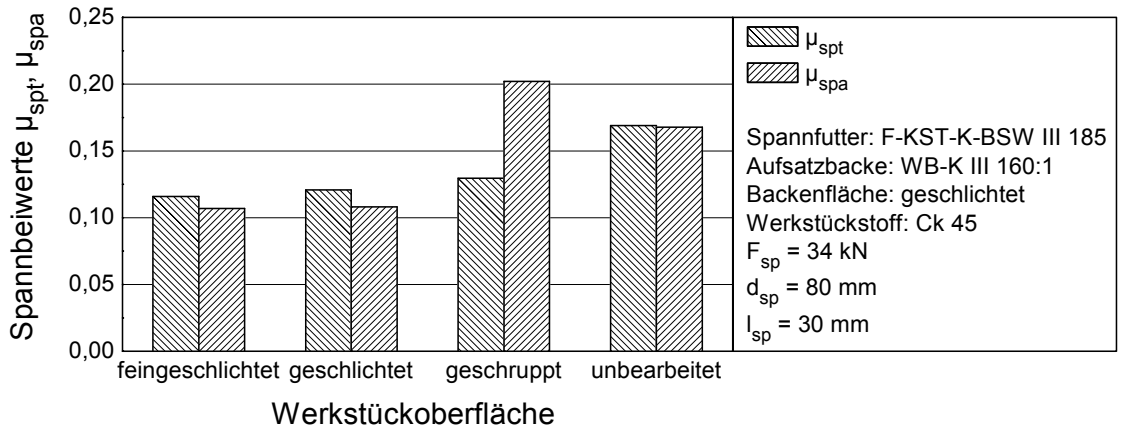


Bild 7-13: *Einfluss der Werkstückoberfläche auf den Spannbeiwert bei weichen Backen*

Zahlreiche Untersuchungen der Spannbeiwerte bei ausgedrehten weichen Backen wurden mit variierten Anwendungsparametern, wie Spannfuttertyp, Spannfuttergröße, Spannkraft, Spanndurchmesser, Spannlänge und Werkstückoberfläche durchgeführt. In **Bild 7-14** und **Bild 7-15** sind die Streubereiche der gemessenen tangentialen und axialen Spannbeiwerte in Abhängigkeit der Werkstückoberfläche dargestellt. Tendenziell ergibt sich ein großer Spannbeiwert bei rauhem Werkstück. Die große Streuung der tangentialen Spannbeiwerte bei unbearbeiteten Werkstücken ist auf die nicht reproduzierbare Werkstückoberfläche zurückzuführen.

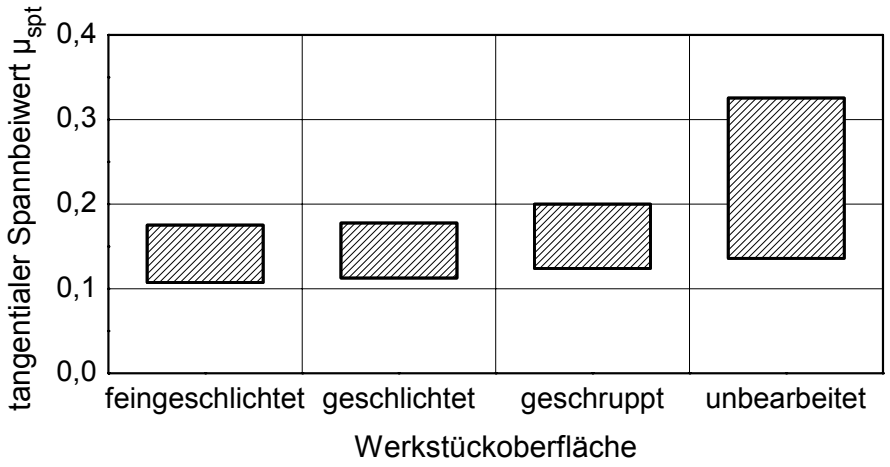


Bild 7-14: *Bereich der tangentialen Spannbeiwerte bei weichen Backen in Abhängigkeit von der Werkstückoberfläche*

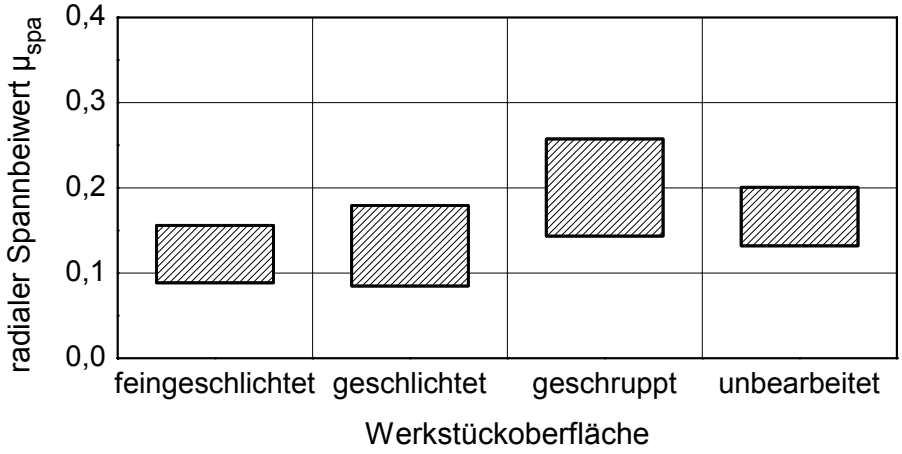


Bild 7-15: *Bereich der axialen Spannbeiwerte bei weichen Backen in Abhängigkeit von der Werkstückoberfläche*

Basierend auf den experimentellen Untersuchungen werden die in **Tabelle 7-3** dargestellten Spannbeiwerte für ausgedrehte weiche Backen für die Spannkraftberechnung empfohlen.

Werkstückoberfläche	μ_{spt}	μ_{spa}
feingeschlichtet	0,09	0,07
geschlichtet	0,10	0,08
geschruppt	0,11	0,13
roh bzw. unbearbeitet	0,14	0,12

Tabelle 7-3: *Spannbeiwerte für ausgedrehte weiche Backen*

Beim Spannen mit harten Backen treten immer plastische Verformungen an der Spannfläche auf, so dass die Ausgangsgestalt der Werkstückoberfläche von untergeordneter Bedeutung ist [126], **Bild 7-16**. Die Backenflächenform, der Spann-

durchmesser sowie die Werkstückhärte sind die wesentlichen Einflussgrößen auf die Spannbeiwerte der harten Backen.

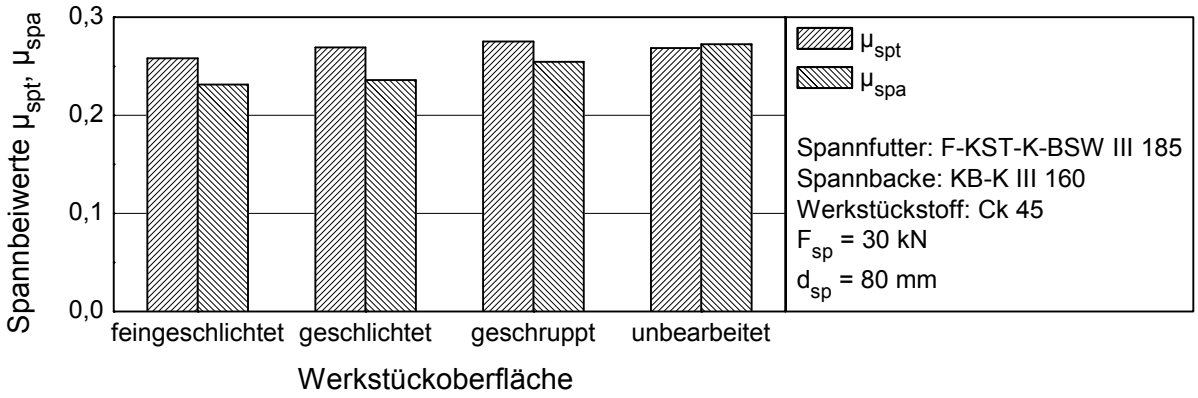
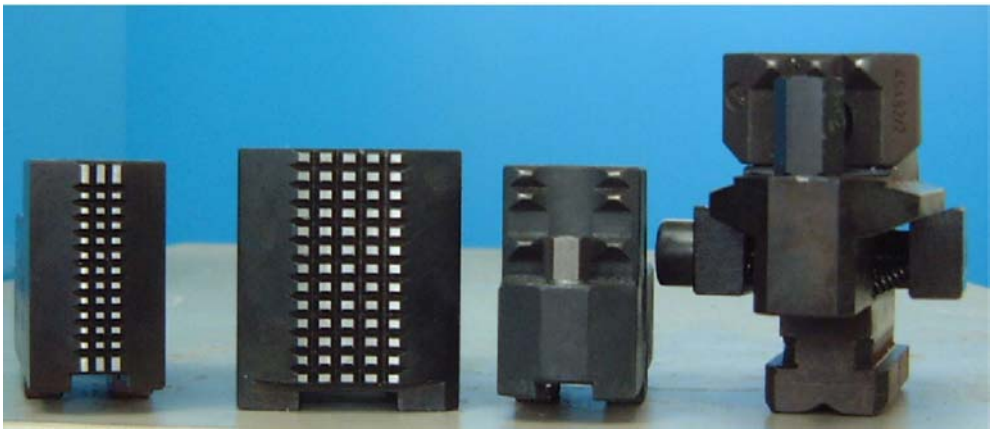


Bild 7-16: *Einfluss der Werkstückoberfläche auf den Spannbeiwert bei Hartkrallenbacken*

Einfluss der Spannbackenfläche

Ebenso wie die Werkstückoberfläche beeinflusst auch die Backenfläche der ausgedrehten weichen Backen den Spannbeiwert. Bei geschruppten weichen Backen wurden um bis zu 20 % höhere Spannbeiwerte als bei geschlichteten ermittelt.



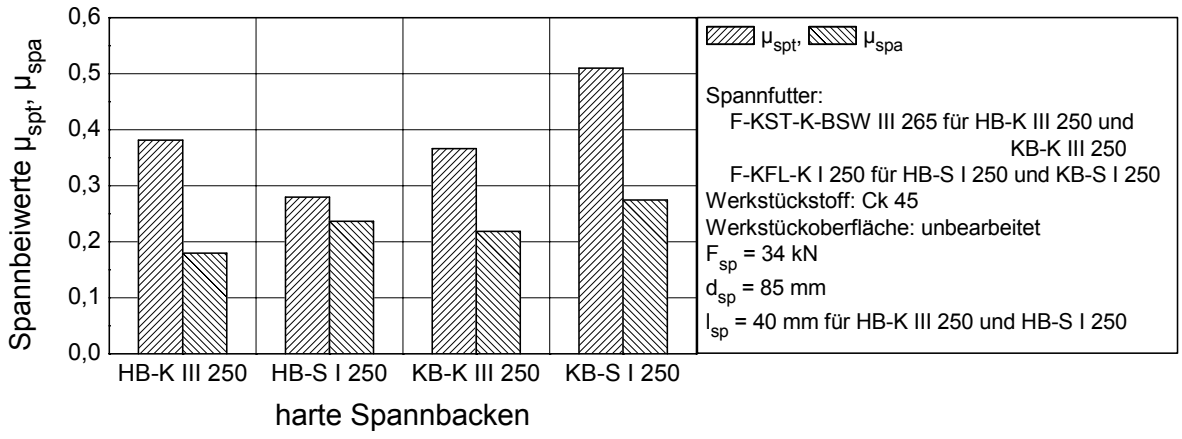


Bild 7-17: *Einfluss der Backenflächenform auf den Spannbeiwert*

Beim Spannen mit harten Backen ist die Backenflächenform für den Spannbeiwert von entscheidender Bedeutung. Zwischen Backen und Werkstück liegt hauptsächlich Formschluss vor. Dadurch wird beim Rutschen die Werkstückoberfläche von den Backen erheblich beschädigt.

Bild 7-17 zeigt vier unterschiedliche Backenflächenformen sowie die zugehörigen Spannbeiwerte beim Spannen eines rohen Werkstücks mit einem Spanndurchmesser von 85 mm. Es hat sich gezeigt, dass je kleiner die Spannfläche einer harten Backe ist, desto höher ist der tangentiale Spannbeiwert. Es ist daher nicht sinnvoll, allgemeine Spannbeiwerte in Abhängigkeit der Werkstückoberfläche anzugeben. Zur Bestimmung der Spannbeiwerte mit hoher Sicherheit ist eine Angabe der backenspezifischen Spannbeiwerte der harten Backen in Abhängigkeit des Spanndurchmessers und der Werkstückhärte vom Backenhersteller notwendig.

7.3 Ermittlung der übertragbaren Kippkräfte

Neben dem Drehmoment und der Axialkraft bewirken die am Werkstück angreifenden Prozesskräfte an der Spannstelle eine Radialkraft und ein Kippmoment. Die Radialkraft bewirkt eine unterschiedliche Belastung der Backen in radialer Richtung, wodurch eine radiale Verlagerung des Werkstücks im Drehfutter hervorgerufen wird [98, 126]. Das Kippmoment kann das fliegend gespannte Werkstück zum Rutschen in seiner Einspannung bringen. Es muss sowohl durch Reibung in den Spannflächen als auch durch radiales Entgegenwirken der Backen aufgenommen werden.

Durch die Kippung des Werkstücks unter Einwirkung einer Kippkraft verändert sich die Lastverteilung in den drei Spannflächen. Für eine vollständige Beschreibung des Einspannzustandes während der Bearbeitung ist die Bestimmung der Höhe und Art der Spannflächenbelastung in Abhängigkeit der Werkstückkippung von besonderer Bedeutung. Als Grundlage für die Ermittlung des Berechnungsmodells zur Bestimmung des Grenzkippmomentes wurde die Spannkraftverteilung in den Spannflächen mit Hilfe der FEM untersucht. Das Berechnungsmodell wurde stetig mit den experimentellen Untersuchungen des Grenzkippmomentes abgeglichen und optimiert.

7.3.1 FEM-Untersuchung der Spannkraftverteilung in den Spannflächen

7.3.1.1 2D-FEM-Untersuchung der Spannkraftverteilung

Zur Untersuchung der Spannkraftverteilung in der Spannfläche in axialer Richtung wurde ein 2D-FEM-Modell, bestehend aus dem eingespannten Werkstück und den Spannbacken, aufgebaut, **Bild 7-18**. Die Dehnungen in tangentialer Richtung wurden zu Null gesetzt. Zwei Winkel θ_W und θ_B wurden modelliert, um die Kippung des Werkstücks und der Spannbacke zu simulieren. Zur Erhöhung der Berechnungsgenauigkeit wurde die Vernetzung des Werkstücks und der Aufsatzbacke im Bereich der Spannzone verfeinert. Die Spannkraft wurde durch die Aufsatzbacken auf das Werkstück eingeleitet. Die Berechnungsergebnisse ergeben sich aus den Knotenkräften des Werkstücks in der Spannfläche.

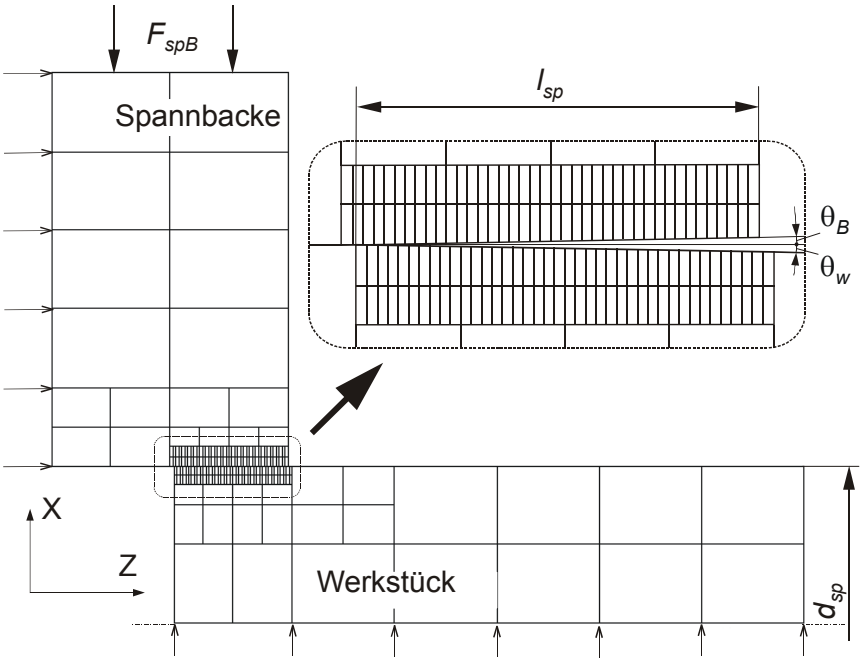


Bild 7-18: *2D-FEM-Model zur Untersuchung der Spannkraftverteilung in der Spannfläche*

Die Berechnungen der 2D-Modelle wurden unter Variation der Einspannbedingungen gemäß **Tabelle 7-4** durchgeführt.

Spannlänge	l_{sp} [mm]	5; 10; 20; 30
Kippwinkel des Werkstücks	θ_w [µm/m]	-1000 bis 1000, je 100
Kippwinkel der Backenfläche	θ_B [µm/m]	-300; 0; 300
Backenspannkraft	F_{spB} [kN]	20; 50
Spanndurchmesser	d_{sp} [mm]	80

Tabelle 7-4: *Parametervariation bei 2D-FEM-Berechnung der Spannkraftverteilung*

Bild 7-19 und **Bild 7-20** zeigen die Spannkraftverteilung in der Spannfläche in Abhängigkeit vom Kippwinkel des Werkstücks. Bei einer Einspannung ohne Kippung des Werkstücks bzw. ohne Belastung durch ein äußeres Kippmoment ist die Spannkraftverteilung in der Spannfläche in axialer Richtung annähernd gleichmäßig. Bei Kippung des Werkstücks verändert sich die Lastverteilung in der Spannfläche und es kommt zu einer Verschiebung der resultierenden Backenspannkraft. Diese Verschiebung steigt mit dem Kippwinkel an. Bei großen Kippwinkeln kommt es zu keiner vollständigen Berührung der Spannlänge des Werkstückes mit der Spannbacke.

Die Verteilung der Spannkraft in der Spannfläche kann mit einem resultierenden Kraftangriffspunkt beschrieben werden, **Bild 7-21**. Durch die mit Hilfe der FEM berechneten Kontaktknotenkräfte ergibt sich die Position des Angriffspunktes der Backenspannkraft nach:

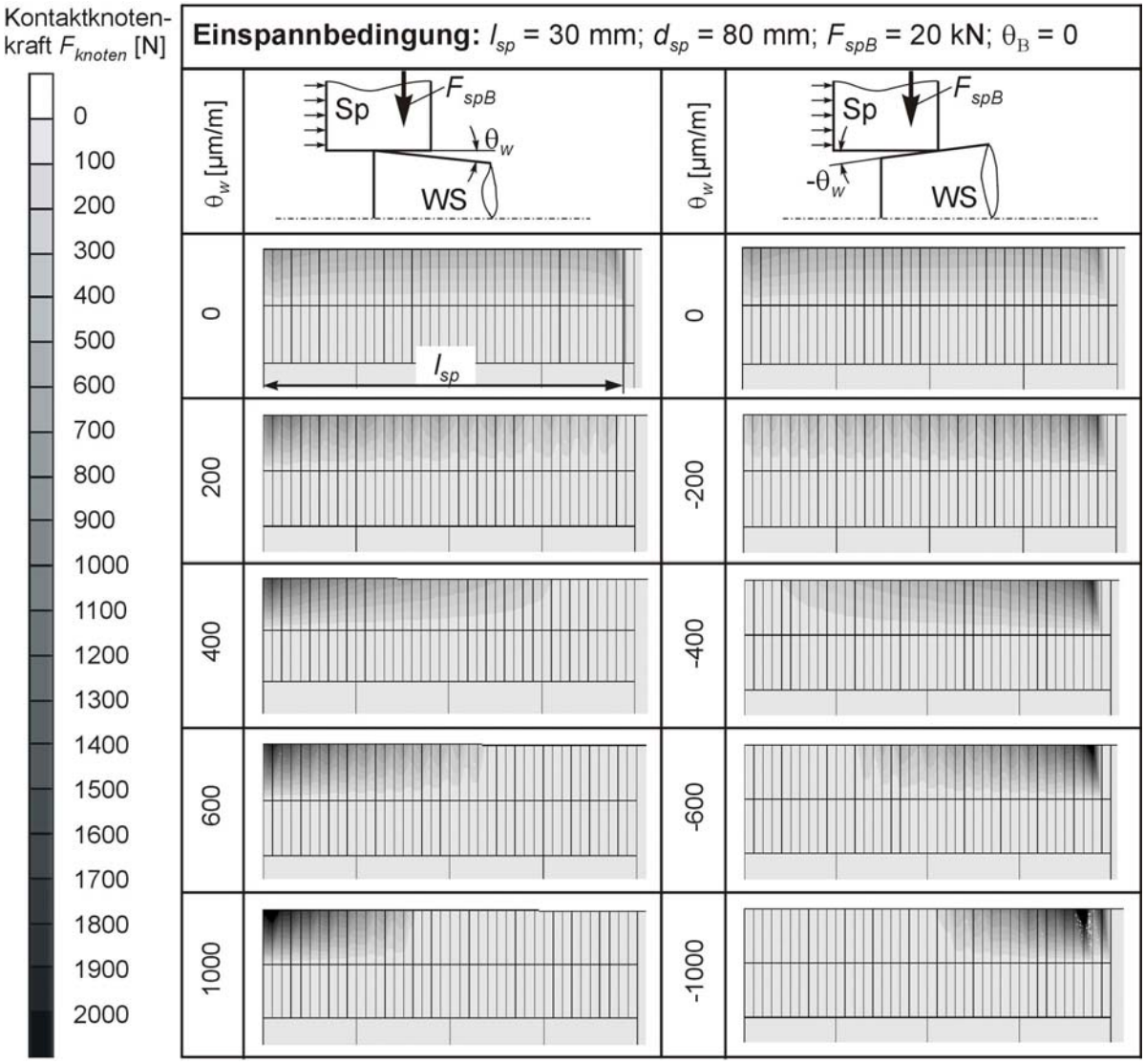


Bild 7-19: *Spannkraftverteilung in der Spannfläche in Abhängigkeit vom Kippwinkel des Werkstücks (1)*

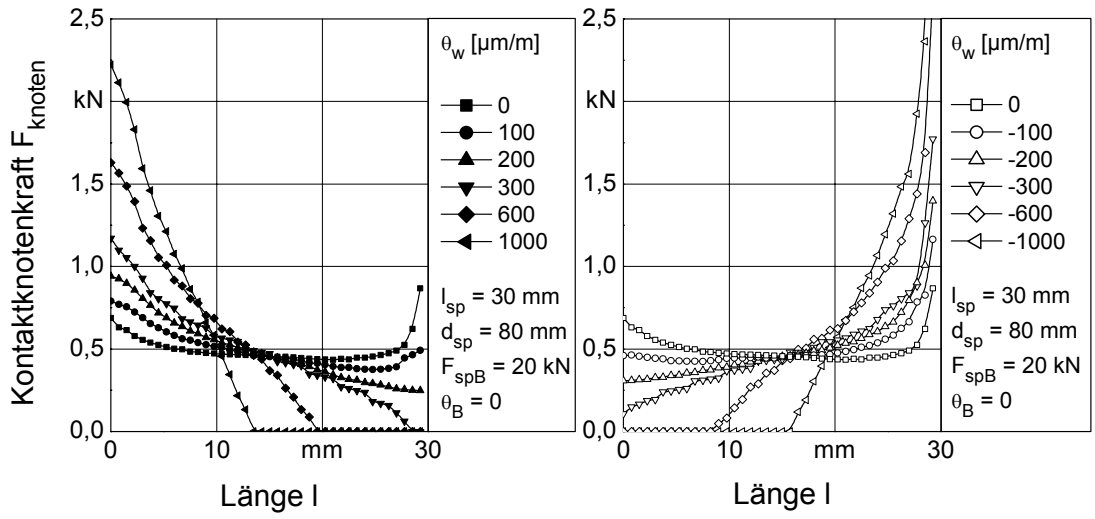


Bild 7-20: *Spannkraftverteilung in der Spannfläche in Abhängigkeit vom Kippwinkel des Werkstücks (2)*

$$\Delta l_B = \frac{l_{sp}}{2} - \frac{\sum_i \left(F_{Knoten}\right)_i \cdot l_i}{\sum_i \left(F_{Knoten}\right)_i} . \qquad (7\text{-}17)$$

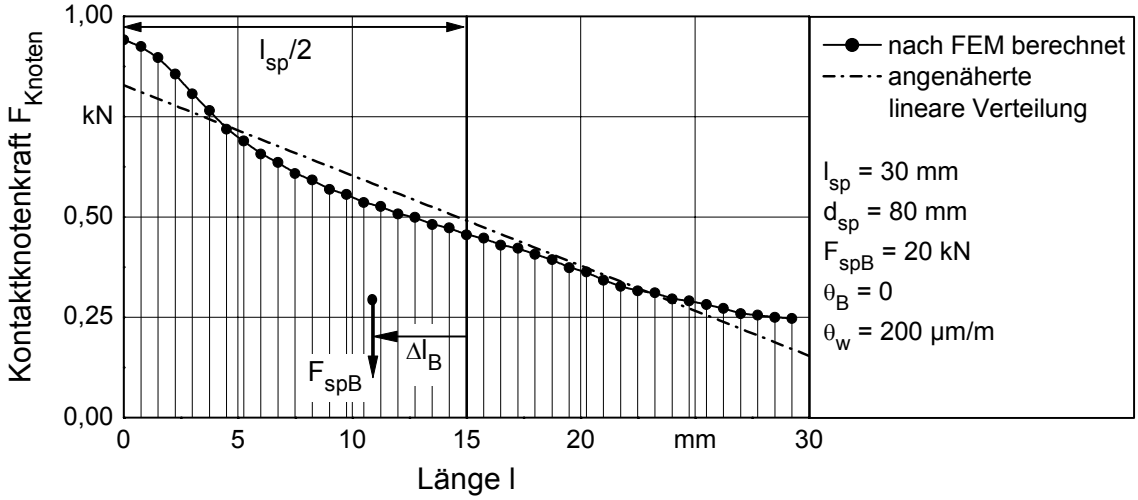


Bild 7-21: *Verschiebung des Angriffspunktes der Backenspannkraft*

Bild 7-22 zeigt die berechnete Position des Backenspannkraftangriffspunktes in Abhängigkeit vom Kippwinkel des Werkstücks und vom Kippwinkel der Backenfläche. Ein Kippwinkel der Backenfläche entsteht, wenn das Werkstück nicht mit Backen gespannt wird, die unter Spannkraft ausgedreht wurden. Die Spannkraftverteilung wird durch den Winkel zwischen der Werkstück- und Backenfläche bestimmt. Bei einem Zwischenwinkel von Null liegt der Kraftangriffspunkt in der Mitte der Spannfläche. Im Bereich, in dem die Spannbacke das Werkstück auf der ganzen Spannlänge berührt, steigt die Verschiebung des Kraftangriffspunktes linear mit dem Werkstückkippwinkel an. Außerhalb dieses Bereiches reduziert sich die Steigung.

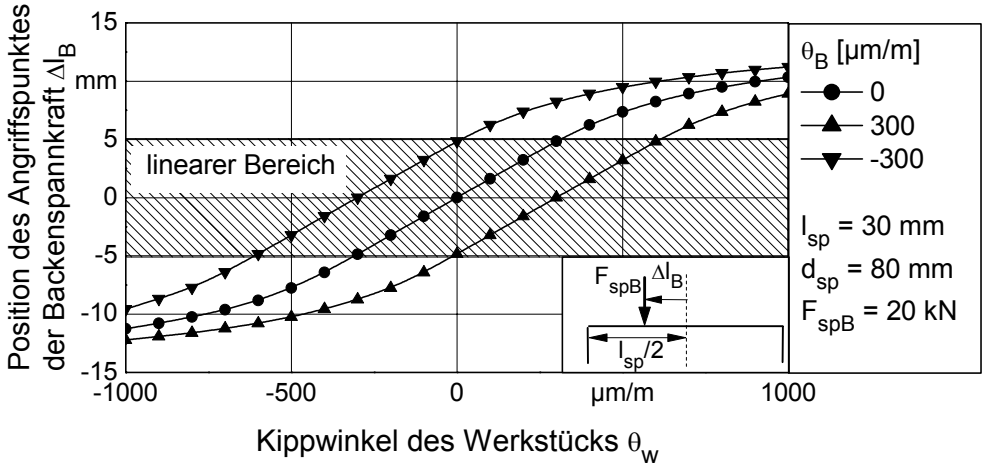


Bild 7-22: *Verläufe des Backenspannkraftangriffspunktes in Abhängigkeit vom Kippwinkel des Werkstücks*

Aus Bild 7-20 und Bild 7-21 ist ersichtlich, dass die Backenspannkraft in Form einer parabolischen Druckverteilung angenommen werden kann. Dieses Ergebnis deckt

sich mit den Erkenntnissen von KADOWAKI [23]. Zur Vereinfachung der Spannkraftberechnung wird die Druckverteilung mit ausreichender Genauigkeit linear angenähert.

7.3.1.2 3D-FEM-Untersuchung der Verformungen des Werkstücks unter Spannkrafteinwirkung

Das Verformungsverhalten des Werkstücks unter Spannkrafteinwirkung ist für die Bestimmung der Druckverteilung in den Spannflächen von entscheidender Bedeutung. Die resultierende Backenspannkraft F_{spB} kann in zwei Komponenten, gleichmäßig verteilte Backenspannkraft $F_{spB,G}$ und linear verteilte Backenspannkraft $F_{spB,L}$, zerlegt werden, **Bild 7-23**. Die Verformungen des Werkstücks unter Einwirkung einer über die Spannlänge gleichmäßig verteilten Spannkraft wurden von WAGNER [123] ausführlich untersucht, Kapitel 2.7.3. Bislang wurden jedoch die Verformungen des Werkstücks unter Einwirkung der linear verteilten Spannkraft $F_{spB,L}$ nicht untersucht.

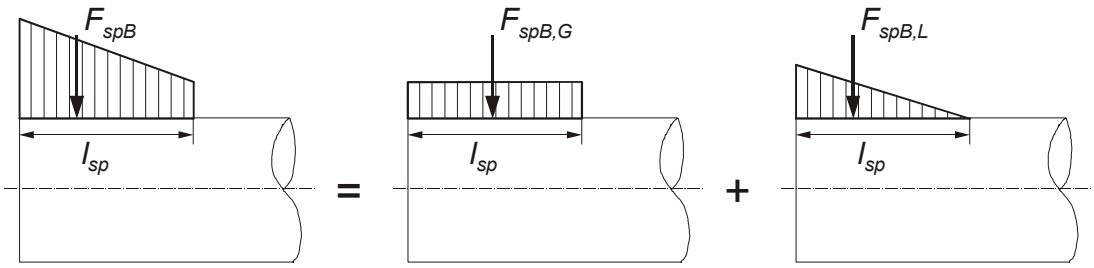


***Bild 7-23**: Zerlegung der Backenspannkraft*

Um das Verformungsverhalten des Werkstücks unter Einwirkung einer linear verteilten Spannkraft zu beschreiben, wurden 3D-FEM-Modelle aufgebaut, **Bild 7-24**. Die Backenspannkraft wurde mit entsprechender Verteilungsform und Spanngeometrie auf das Werkstück eingeleitet.

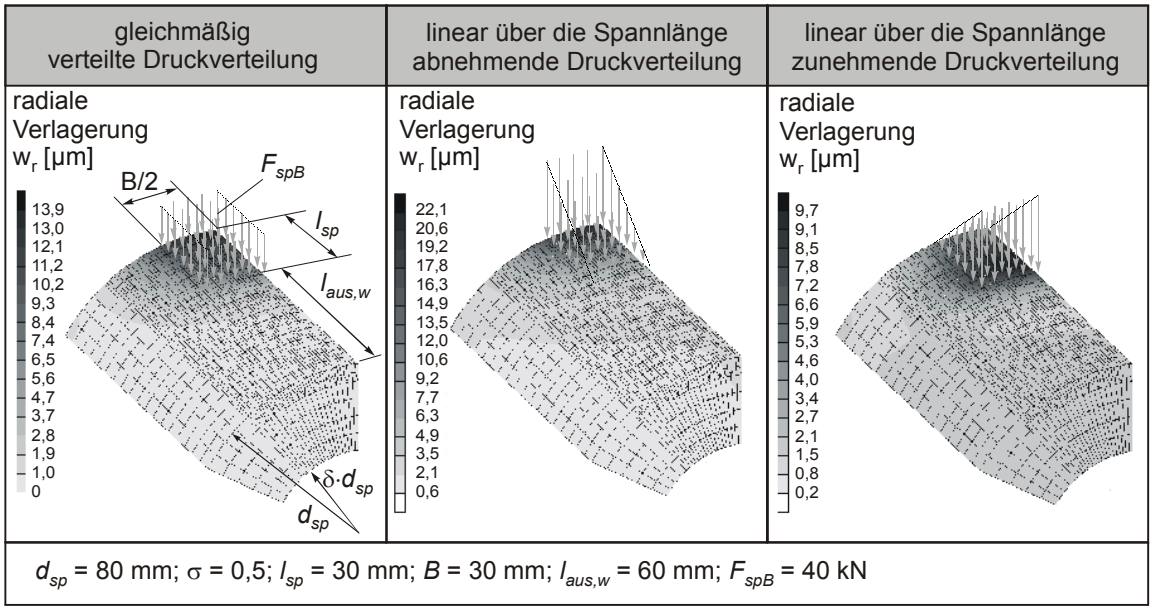
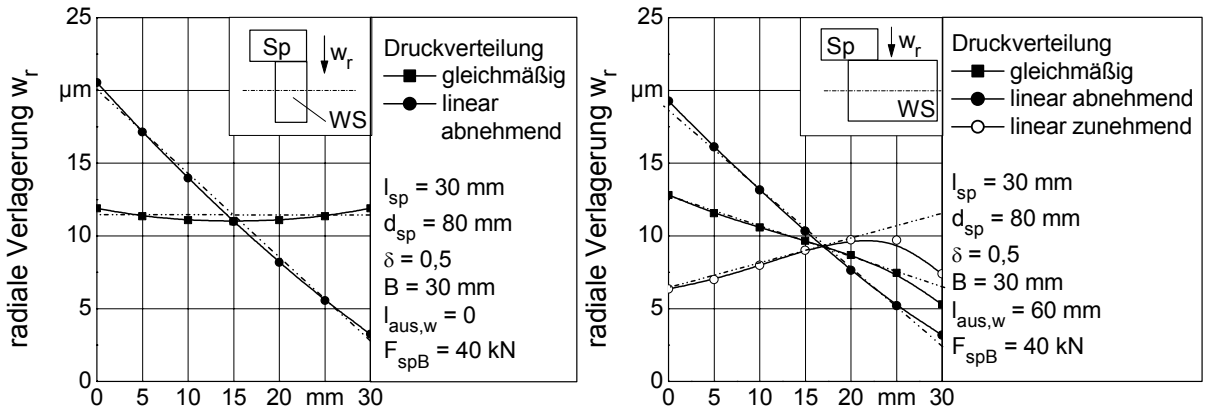


***Bild 7-24:** Verformte 3D-FEM-Modelle eines Werkstücks bei unterschiedlichen Spannkraftverteilungen*

Die eingeleitete Spannkraft bewirkt eine radiale Verlagerung der Spannfläche des Werkstücks, **Bild 7-25**. Unter Einwirkung einer gleichmäßig verteilten Spannkraft treten die größten Verlagerungen des vollgespannten Werkstücks erwartungsgemäß an den zwei Werkstückkanten auf, **Bild 7-25a**. Dieses Ergebnis deckt sich mit den FEM-Berechnungsergebnissen von WAGNER [123]. Der Unterschied der Verlagerungen ist jedoch relativ gering, sodass sie als konstant angenommen werden können. Die Verlagerungen unter Einwirkung einer linear verteilten Spannkraft sind ebenfalls nahezu linear. Bei den zwei unterschiedlichen Druckverteilungsformen ergeben sich gleich große Verlagerungen an der Mittelquerebene. Unter Einwirkung einer gleichmäßig oder einer linear verteilten Spannkraft verformt sich das auskragende Werkstück nahezu linear, **Bild 7-25b**.



a: vollgespanntes Werkstück **b:** auskragendes Werkstück

Bild 7-25: *Werkstückverformungen im Mittellängsschnitt*

Zur Kennzeichnung der Werkstückverformung unter Spannkrafteinwirkung werden daher zwei Begriffe der Werkstücksteifigkeit definiert, **Bild 7-26**:

$$\text{durchschnittliche Werkstücksteifigkeit: } k_w = \frac{F_{spB}}{w_w} \text{ und} \qquad (7\text{-}18)$$

differentielle Werkstücksteifigkeit:

$$k_{wD} = \frac{2 \cdot F_{spB}}{w_{wD}} \text{ oder } \frac{2 \cdot F_{spB}}{w_{wD,ab} - w_{wD0}} \text{ oder } \frac{2 \cdot F_{spB}}{w_{wD,zu} + w_{wD0}}. \qquad (7\text{-}19)$$

Die „*durchschnittliche Werkstücksteifigkeit*“ unter Einwirkung gleichmäßig verteilter Spannkraft k_w lässt sich in Abhängigkeit vom Durchmesserverhältnis δ nach der Bogentheorie oder Scheibentheorie berechnen [123]. Die „*differentielle Werkstücksteifigkeit*“ k_{wD} kennzeichnet die Differenz der Werkstückverformung bei einer linear verteilten Spannkraft und der bei einer gleichmäßig verteilten Spannkraft. Zum Vergleich dieser zwei Werkstücksteifigkeiten wird ein Werkstücksteifigkeitsverhältnis E_{wD} eingeführt:

$$E_{wD} = \frac{k_{wD}}{k_w}. \tag{7-20}$$

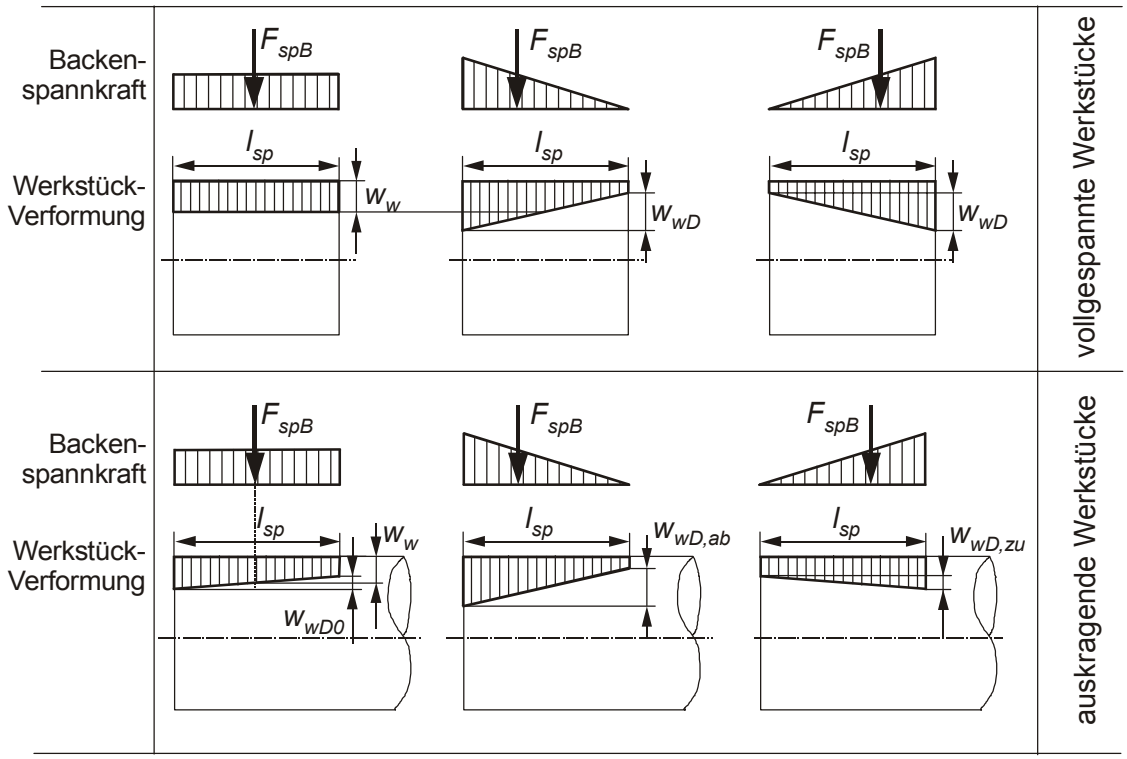


Bild 7-26: *Definition der Werkstücksteifigkeiten*

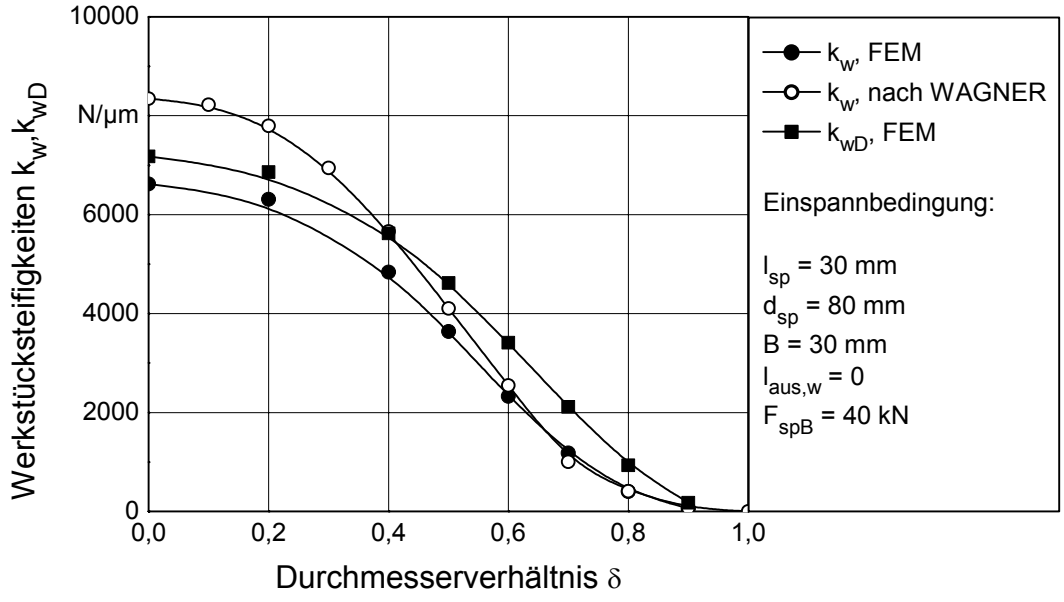


Bild 7-27: *Berechnete Werkstücksteifigkeiten in Abhängigkeit vom Durchmesserverhältnis*

Die mit Hilfe der FEM und die nach dem Ansatz von WAGNER [123] berechneten Werkstücksteifigkeiten sind beispielsweise in **Bild 7-27** über dem Durchmesserverhältnis aufgetragen. Daraus ist zu erkennen, dass die differentielle Werkstücksteifig-

keit k_{wD} immer größer als die durchschnittliche Werkstücksteifigkeit k_w ist. Die nach den Berechnungstheorien höhere berechnete Werkstücksteifigkeit ist auf die unzureichende Berücksichtigung der Kontaktsteifigkeit für Passsitz zurückzuführen [123].

Das Werkstücksteifigkeitsverhältnis ist von der Einflusslänge, außerhalb derer keine Kraftwirkung mehr auftritt, abhängig. Eine Erhöhung des Werkstücksteifigkeitsverhältnisses E_{wD} ergibt sich bei Steigerung des Durchmesserverhältnisses δ, da hier eine hohe Einflusslänge vorliegt, **Bild 7-28**. Je kürzer die Spannlänge l_{sp} ist, desto größer ist das Werkstücksteifigkeitsverhältnis. Die Auswirkungen des Spanndurchmessers und der Backenbereite auf das Werkstücksteifigkeitsverhältnis sind relativ gering und lassen sich vernachlässigen, Bild 7-28. Eine die Einflusslänge übersteigende Auskraglänge des Werkstücks hat keinen Einfluss auf das Werkstücksteifigkeitsverhältnis.

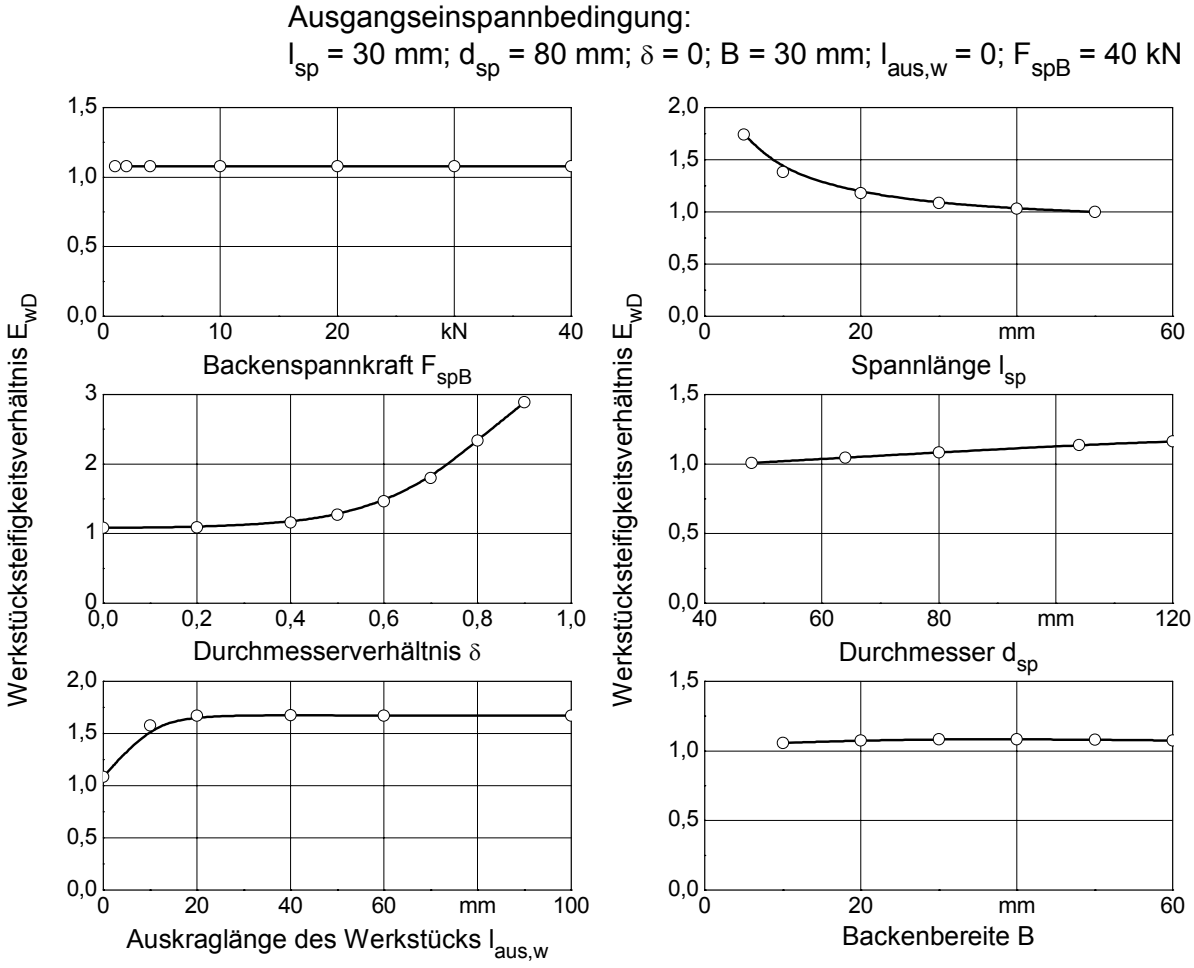
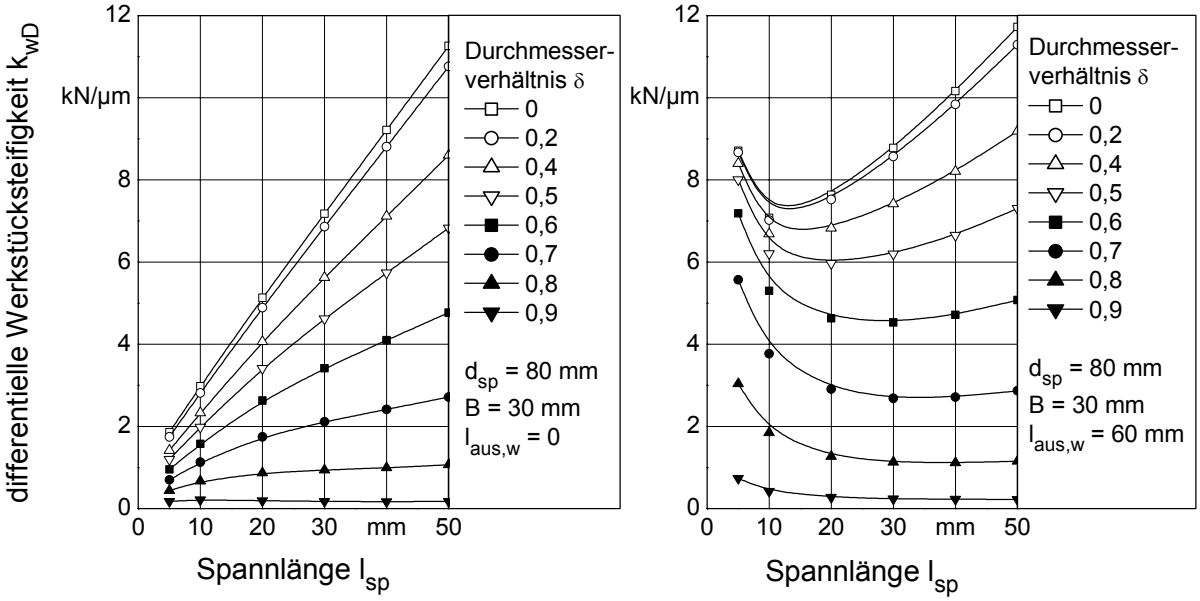


Bild 7-28: *Veränderung des Werkstücksteifigkeitsverhältnisses*

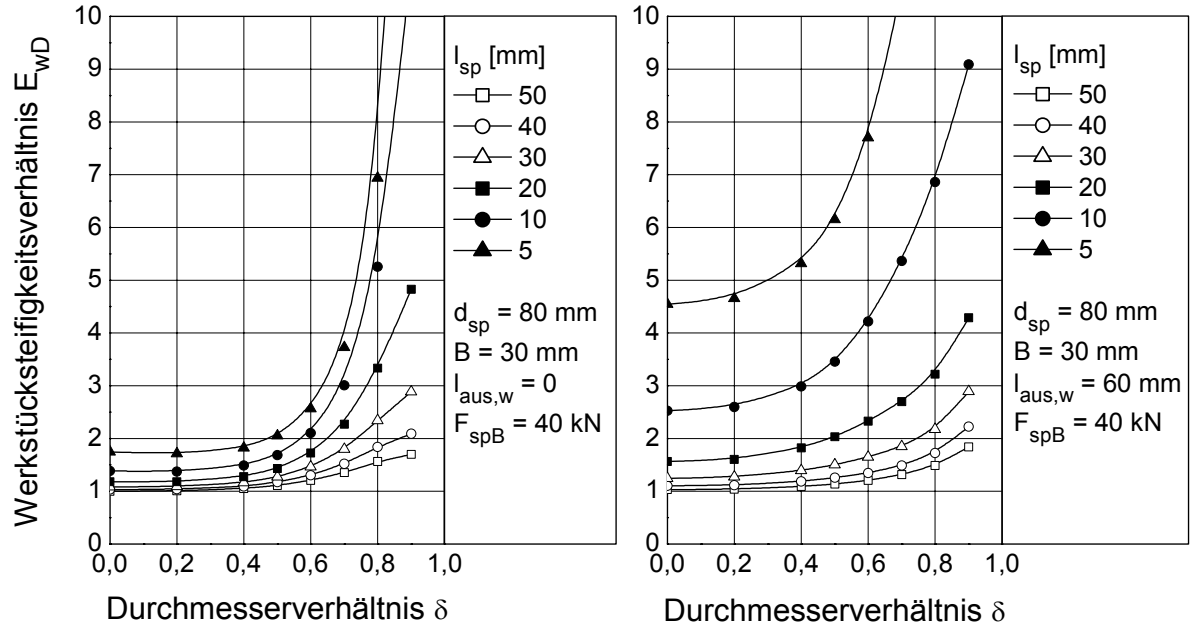
In **Bild 7-29** und **Bild 7-30** ist die mit Hilfe der FEM berechnete differentielle Werkstücksteifigkeit und das Werkstücksteifigkeitsverhältnis als Funktionen der maßgeblichen Einflussparameter, Spannlänge und Durchmesserverhältnis, für vollgespannte und auskragende Werkstücke dargestellt. Die Ergebnisse bei den vollgespannten Werkstücken zeigen den angenähert linearen Einfluss der Spannlänge auf die differentielle Werkstücksteifigkeit bei unterschiedlichen Durchmesserverhältnissen,

Bild 7-29a. Deutlich ist die Auswirkung der Spannlänge auf die differentielle Werkstücksteifigkeit bei den auskragenden Werkstücken, **Bild 7-29b**. Bei kurzer Spannlänge wurden höhere differentielle Werkstücksteifigkeiten berechnet. Dieser Sachverhalt ist auf die versteifende Wirkung des auskragenden Querschnittes zurückzuführen.



a: vollgespannte Werkstücke **b:** auskragende Werkstücke

Bild 7-29: *Mit FEM berechnete differentielle Werkstücksteifigkeit in Abhängigkeit von der Spannlänge und dem Durchmesserverhältnis*



a: vollgespannte Werkstücke **b:** auskragende Werkstücke

Bild 7-30: *Werkstücksteifigkeitsverhältnis in Abhängigkeit von der Spannlänge und dem Durchmesserverhältnis*

Bei dünnwandigen Werkstücken und kleiner Spannlänge ist von einem erheblichen Anstieg des Werkstücksteifigkeitsverhältnisses auszugehen, **Bild 7-30**. Desweiteren ergibt sich ein höheres Werkstücksteifigkeitsverhältnis bei auskragenden Werkstücken.

Im Rahmen der FEM-Analyse erfolgte keine Berücksichtigung der Kontaktsteifigkeit der Spannbacke. Diese muss jedoch bei der Berechnung des zulässigen Kippmomentes berücksichtigt werden. Die radiale Verformung der Backenoberfläche kann aus der Intensität der Belastung $p(\zeta,\eta)$ in dem Punkt mit den Koordinaten (ζ,η) berechnet werden [26, 123], **Bild 7-31**:

$$w_r(y,z) = \frac{1-\mu^2}{2\cdot\pi\cdot E}\cdot\int_{-\frac{l_{sp}}{2}}^{\frac{l_{sp}}{2}}\int_{-\frac{B_b}{2}}^{\frac{B_b}{2}}\frac{p(\eta,\zeta)}{\sqrt{(y-\eta)^2+(z-\zeta)^2}}d\eta d\zeta\,. \qquad (7\text{-}21)$$

Durch Einführung von:

$$\lambda = \frac{l_{sp}}{B_b}$$

ergibt sich neben der durchschnittlichen Kontaktsteifigkeit nach Gleichung (2-27) die differentielle Kontaktsteifigkeit der Spannbacke:

$$k_{kBD} = \frac{2\cdot\pi\cdot E\cdot l_{sp}}{(1-\mu^2)\cdot\left[\lambda\cdot\ln\frac{\sqrt{1+\lambda^2}+1}{\sqrt{1+\lambda^2}-1}+\ln\frac{\sqrt{1+\lambda^2}+\lambda}{\sqrt{1+\lambda^2}-\lambda}-\lambda\cdot\ln\frac{\sqrt{1+4\cdot\lambda^2}+1}{\sqrt{1+4\cdot\lambda^2}-1}-\frac{\sqrt{1+4\cdot\lambda^2}-1}{2\cdot\lambda}\right]}\,. \qquad (7\text{-}22)$$

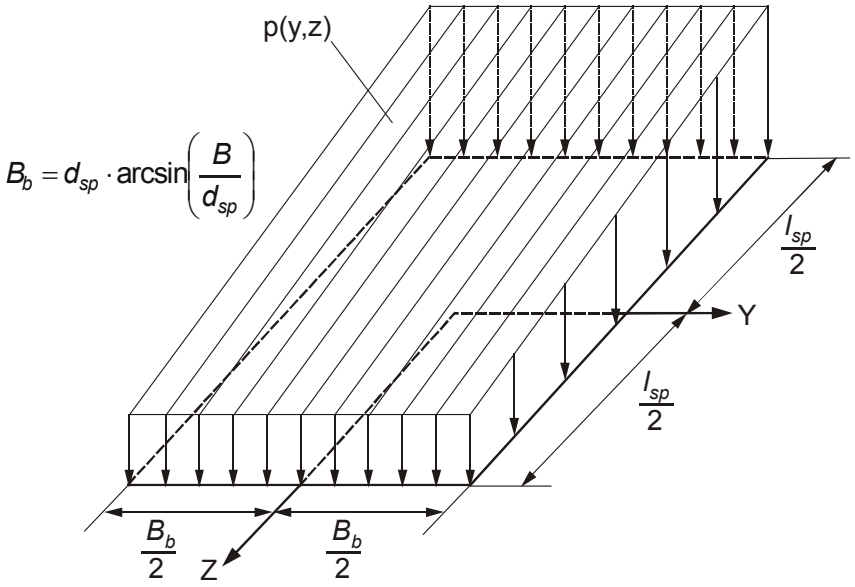


Bild 7-31: *Berechnung der Kontaktsteifigkeit der Spannbacke*

Aus der analytisch berechneten differentiellen Kontaktsteifigkeit der Spannbacke, **Bild 7-32**, und der durch FEM berechneten differentiellen Werkstücksteifigkeit, Bild 7-29, setzt sich die reduzierte differentielle Radialsteifigkeit $k_{red,wD}$ zusammen:

$$k_{red,wD} = \left(\frac{1}{k_{wD}} + \frac{1}{k_{kBD}} \right)^{-1} = \left(\frac{1}{E_{wD} \cdot k_w} + \frac{1}{k_{kBD}} \right)^{-1} . \tag{7-23}$$

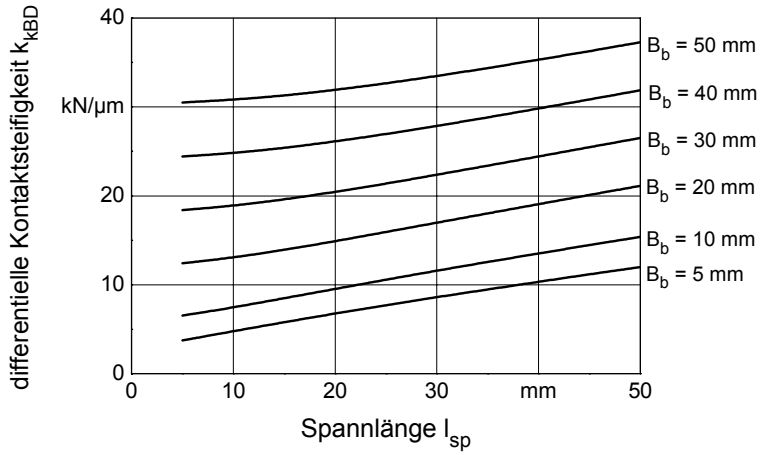


Bild 7-32: *Differentielle Kontaktsteifigkeit der Spannbacke*

7.3.1.3 Verschiebung des Kraftangriffspunktes

Beim Spannen eines gekippten Werkstücks entsteht in der Spannfläche eine lineare Belastungsverteilung. Die lineare Komponente der resultierenden Backenspannkraft ($F_{spB,L}$ in Bild 7-23) kann aus der Differenz der Verformungen in der Spannfläche w_{wD} und aus der reduzierten differentiellen Werkstücksteifigkeit $k_{red,wD}$ bestimmt werden, **Bild 7-33**. Es gilt:

$$F_{spB,L} = \frac{\theta \cdot l_{sp} \cdot k_{red,wD}}{2} . \tag{7-24}$$

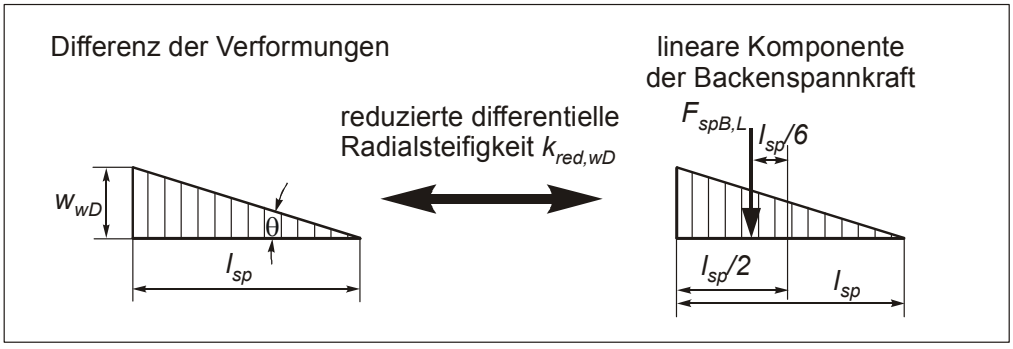


Bild 7-33: *Bestimmung der linearen Komponente der Backenspannkraft*

Unter der Bedingung $F_{spB} \geq F_{spB,L}$, kontaktiert die Spannbacke das Werkstück auf der vollen Spannlänge. In diesem Fall ergibt sich die Verschiebung des Kraftangriffspunktes nach:

$$\Delta l_B = \frac{F_{spB,L} \cdot \frac{l_{sp}}{6}}{F_{spB}} = \frac{\theta \cdot {l_{sp}}^2 \cdot k_{red,wD}}{12 \cdot F_{spB}} . \tag{7-25}$$

Bei einer Backenspannkraft F_{spB}, die kleiner als die minimale Backenspannkraft zum Spannen des Werkstücks auf der vollen Spannlänge ist, wird die eigentliche Spannlänge $l_{sp,e}$ aus:

$$F_{spB} = \frac{\theta \cdot l_{sp,e} \cdot k_{red,wD}(l_{sp,e})}{2} \tag{7-26}$$

bestimmt.

Vereinfachend kann angenommen werden, dass die reduzierte differentiale Werkstücksteifigkeit linear mit der eigentlichen Spannlänge verläuft, sodass sich dann die Verschiebung des Kraftangriffspunktes wie folgt ergibt:

$$\Delta l_B = \frac{l_{sp}}{2} - \frac{l_{sp,e}}{3} = \frac{l_{sp}}{2} - \frac{1}{3} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot F_{spB} \cdot l_{sp}}{\theta \cdot k_{red,wD}}} \,. \tag{7-27}$$

Die analytische Berechnung der Verschiebung des Kraftangriffspunktes wurde durch 2D-FEM-Berechnungen, Kapitel 7.3.1.1, validiert. Die reduzierte differentielle Werkstücksteifigkeit $k_{red,wD}$ wurde hierbei aus der mit Hilfe des 2D-FEM-Modells ermittelten reduzierten durchschnittlichen Werkstücksteifigkeit und dem in Bild 7-30 dargestellten Werkstücksteifigkeitsverhältnis ermittelt. Ein Vergleich der nach FEM und der analytisch berechneten Ergebnisse zeigt eine sehr gute Übereinstimmung, **Bild 7-34**.

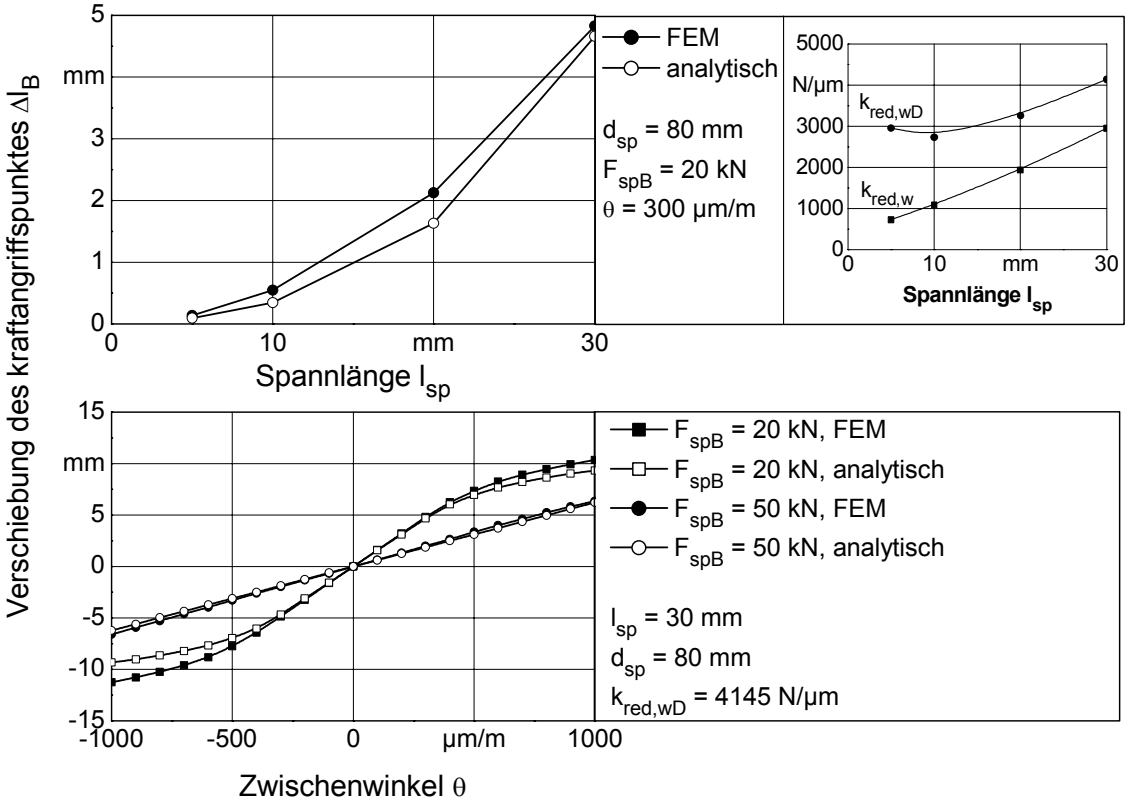


Bild 7-34: *Vergleich der nach FEM und der analytisch berechneten Verschiebung des Kraftangriffspunktes*

7.3.2 Theoretische Analyse

7.3.2.1 Reaktionskräfte bei Belastung durch eine Radialkraft

Aus der auf der R_1-Koordinate zerlegten Radialkraft F_{r1} resultiert eine Verschiebung der Werkstückachse in R_1-Richtung, die in die lokalen Koordinaten der Spannbacken transformiert wird und Reaktionskräfte an den Spannflächen erzeugt, **Bild 7-35**.

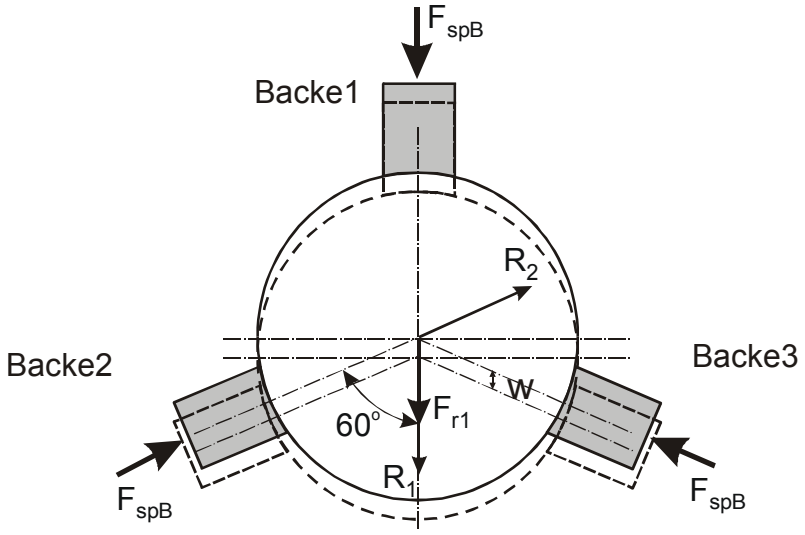


Bild 7-35: *Berechnung der Reaktionskräfte an den Spannflächen bei Belastung durch eine Radialkraft*

Durch die Gleichgewichtsbedingung der Kräfte in R_1-Richung ergibt sich:

$$w \cdot k_x + 2 \cdot w \cdot \cos 60° \cdot k_x \cdot \cos 60° + 2 \cdot w \cdot \sin 60° \cdot k_y \cdot \sin 60° = F_{r1}. \quad (7\text{-}28)$$

Daraus folgt die Verschiebung:

$$w = \frac{F_{r1}}{\frac{3}{2} \cdot \left(k_x + k_y\right)} \quad (7\text{-}29)$$

und die Reaktionskräfte:

$$\begin{bmatrix} F_{x_1,F_{r1}} & F_{y_1,F_{r1}} & F_{z_1,F_{r1}} \\ F_{x_2,F_{r1}} & F_{y_2,F_{r1}} & F_{z_2,F_{r1}} \\ F_{x_3,F_{r1}} & F_{y_3,F_{r1}} & F_{z_3,F_{r1}} \end{bmatrix} = F_{r1} \cdot \begin{bmatrix} -\frac{2}{3 \cdot (1+C)} & 0 & 0 \\ \frac{1}{3 \cdot (1+C)} & \frac{C}{\sqrt{3} \cdot (1+C)} & 0 \\ \frac{1}{3 \cdot (1+C)} & -\frac{C}{\sqrt{3} \cdot (1+C)} & 0 \end{bmatrix} \quad (7\text{-}30)$$

mit $C = \frac{k_y}{k_x}$.

Bei der auf der R_2-Koordinate zerlegten Radialkraft F_{r2} sind die Reaktionskräfte aus:

$$\begin{bmatrix} F_{x_1,F_{r2}} & F_{y_1,F_{r2}} & F_{z_1,F_{r2}} \\ F_{x_2,F_{r2}} & F_{y_2,F_{r2}} & F_{z_2,F_{r2}} \\ F_{x_3,F_{r2}} & F_{y_3,F_{r2}} & F_{z_3,F_{r2}} \end{bmatrix} = F_{r2} \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{3\cdot(1+C)} & -\frac{C}{\sqrt{3}\cdot(1+C)} & 0 \\ -\frac{2}{3\cdot(1+C)} & 0 & 0 \\ \frac{1}{3\cdot(1+C)} & \frac{C}{\sqrt{3}\cdot(1+C)} & 0 \end{bmatrix} \tag{7-31}$$

zu ermitteln.

7.3.2.2 Reaktionskräfte bei Belastung durch ein Kippmoment

Aus dem auf der R_{k1}-Koordinate zerlegten Kippmoment M_{k1} resultiert eine Kippung des Werkstücks um R_{k1}, welche auf Backe1 eine axiale Haftreibungskraft F_{ak} und auf Backe2 und Backe3 eine axiale Haftreibungskraft $\frac{F_{ak}}{2}$ erzeugt, **Bild 7-36**. Zwischen Backe1 und Backe2(3) entsteht eine relative axiale Verlagerung:

$$w_a = \frac{F_{ak}}{k_z} + \frac{F_{ak}/2}{k_z} = \frac{3}{4} \cdot d_{sp} \cdot \theta_w \,. \tag{7-32}$$

Daraus ergibt sich die axiale Reaktionskraft auf Backe1:

$$F_{ak} = \frac{1}{2} \cdot d_{sp} \cdot \theta_w \cdot k_z \,. \tag{7-33}$$

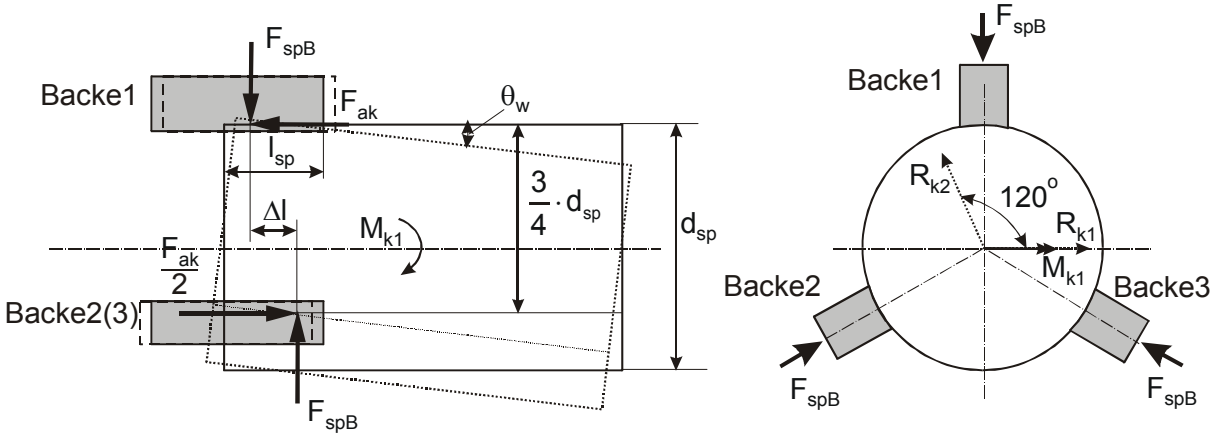


Bild 7-36: *Berechnung der Reaktionskräfte an den Spannflächen bei Belastung durch ein Kippmoment*

Durch die Kippung des Werkstücks kommt es zu einem axialen Abstand der Backenspannkräfte Δl, der sich aus der Verschiebung der Backenspannkraft auf Backe1 Δl_{B1} und der auf Backe2(3) Δl_{B23} zusammensetzt, **Bild 7-37**. Neben dem Kippwinkel des Werkstücks ergeben sich durch die Verschiebungen der Backenspannkräfte zusätzliche Kippwinkel der Backenflächen, die abhängig von der Gesamtkippsteifigkeit des

Spannmittels $k_{k,sp,sp}$ sind. Die Kippwinkel des Werkstücks und der Backenfläche an Backe1 und Backe2(3) können wie folgt berechnet werden:

$$\theta_{w1} = \theta_w \,,\ \theta_{B1} = -\frac{F_{spB} \cdot \Delta l_{B1}}{k_{k,sp,sp}} \,,\ \theta_{w23} = \frac{\theta_w}{2} \text{ und } \theta_{B23} = \frac{F_{spB} \cdot \Delta l_{B23}}{k_{k,sp,sp}} \,. \qquad (7\text{-}34)$$

Die Verschiebungen der Kraftangriffspunkte sind nach Gleichung (7-25) oder (7-27) zu berechnen. Unter der Annahme, dass die Spannbacken das Werkstück immer auf der vollen Spannlänge berühren, ergeben sich die Verschiebungen der Backenspannkräfte an Backe1 und Backe2(3) wie folgt:

$$\Delta l_{B1} = \frac{Q \cdot k_{k,sp,sp} \cdot \theta_w}{(1+Q) \cdot F_{spB}} \text{ und} \qquad (7\text{-}35)$$

$$\Delta l_{B23} = \frac{Q \cdot k_{k,sp,sp} \cdot \theta_w}{2 \cdot (1-Q) \cdot F_{spB}} \qquad (7\text{-}36)$$

mit $Q = \frac{l_{sp}{}^2 \cdot k_{red,wD}}{12 \cdot k_{k,sp,sp}}$.

Unter der Berücksichtigung $Q << 1$, ergibt sich der Abstand zwischen den Angriffspunkten der Backenspannkräfte an Backe1 und Backe2(3) zu:

$$\Delta l = \Delta l_{B1} + \Delta l_{B23} \approx \frac{\theta_w \cdot l_{sp}{}^2 \cdot k_{red,wD}}{8 \cdot F_{spB}} \,. \qquad (7\text{-}37)$$

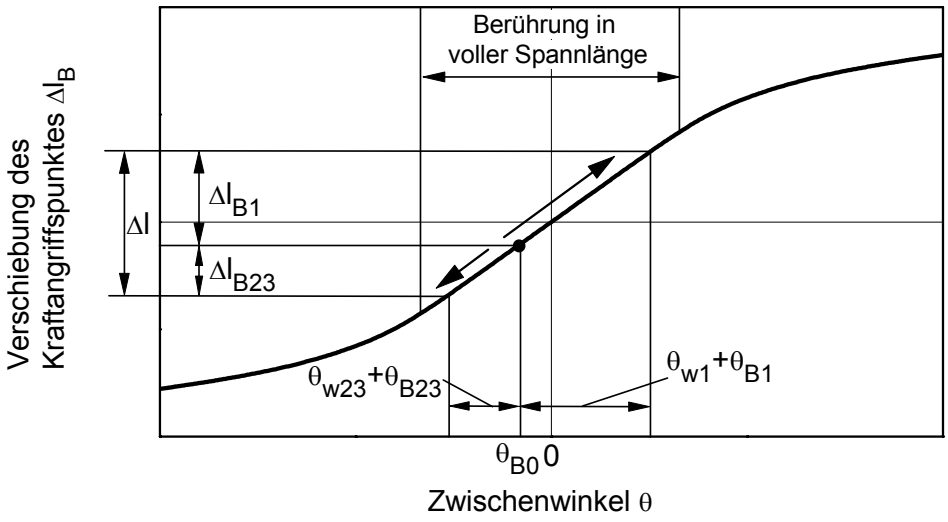


Bild 7-37: *Abstand der Backenspannkräfte*

Bei der Spannsituation, bei denen die Spannbacken nicht mit voller Spannlänge das Werkstück berühren, ergibt sich ein kleinerer Abstand Δl und damit eine geringere Einspannsteifigkeit sowie ein geringeres übertragbares Kippmoment. Eine leicht ne-

gative Kegligkeit der Backenoberfläche ist günstig für das Erreichen von Spannzuständen mit voller Spannlänge. Diese Ergebnisse decken sich mit früheren experimentellen Erkenntnissen [12, 22, 50].

Aus der Gleichgewichtsbedingung:

$$F_{spB} \cdot \Delta l + F_{ak} \cdot \frac{3}{4} \cdot d_{sp} = M_{k1} \tag{7-38}$$

folgt der Kippwinkel des Werkstücks:

$$\theta_w = \frac{8 \cdot M_{k1}}{k_{red,wD} \cdot {l_{sp}}^2 + 3 \cdot k_z \cdot {d_{sp}}^2}. \tag{7-39}$$

Damit ergeben sich die Reaktionskräfte für das Kippmoment M_{k1}:

$$\begin{bmatrix} F_{x_1,M_{k1}} & F_{y_1,M_{k1}} & F_{z_1,M_{k1}} \\ F_{x_2,M_{k1}} & F_{y_2,M_{k1}} & F_{z_2,M_{k1}} \\ F_{x_3,M_{k1}} & F_{y_3,M_{k1}} & F_{z_3,M_{k1}} \end{bmatrix} = M_{k1} \cdot \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{1}{l_e} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{2 \cdot l_e} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{2 \cdot l_e} \end{bmatrix} \tag{7-40}$$

mit dem wirksamen Hebelarm der axialen Backenreaktionskräfte:

$$l_e = \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{{l_{sp}}^2}{d_{sp}} \cdot \frac{k_{red,wD}}{k_z} + 3 \cdot d_{sp} \right). \tag{7-41}$$

In gleicher Weise ergeben sich die Reaktionskräfte beim auf der R_{k2}-Koordinate zerlegten Kippmoment M_{k2}:

$$\begin{bmatrix} F_{x_1,M_{k2}} & F_{y_1,M_{k2}} & F_{z_1,M_{k2}} \\ F_{x_2,M_{k2}} & F_{y_2,M_{k2}} & F_{z_2,M_{k2}} \\ F_{x_3,M_{k2}} & F_{y_3,M_{k2}} & F_{z_3,M_{k2}} \end{bmatrix} = M_{k2} \cdot \begin{bmatrix} 0 & 0 & -\frac{1}{2 \cdot l_e} \\ 0 & 0 & \frac{1}{l_e} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{2 \cdot l_e} \end{bmatrix}. \tag{7-42}$$

7.3.2.3 Grenzkippmoment

Bei der Untersuchung des Grenzkippmomentes wird das Kippmoment durch Einleitung einer Kippkraft F_k auf das Werkstück aufgebracht, **Bild 7-38**. Damit greifen am Ursprung der globalen Koordinatensysteme (R_1R_2Z und $R_{k1}R_{k2}Z$ in Bild 7-1) eine Radialkraft $F_r = F_k$ und ein Kippmoment $M_k = F_k \cdot l_k$ mit $\varphi_F = \varphi_M = \varphi$ an, welche nach den Gleichungen (7-1) und (7-2) zu zerlegen sind. Durch Summierung der Reaktionskräfte der zerlegten Belastungen ergeben sich die Reaktionskräfte bei einer Kippkraft:

$$\begin{bmatrix} F_{x_1,F_k} & F_{y_1,F_k} & F_{z_1,F_k} \\ F_{x_2,F_k} & F_{y_2,F_k} & F_{z_2,F_k} \\ F_{x_3,F_k} & F_{y_3,F_k} & F_{z_3,F_k} \end{bmatrix} = F_k \cdot \begin{bmatrix} \underline{x_1} & \underline{y_1} & \underline{z_1} \\ \underline{x_2} & \underline{y_2} & \underline{z_2} \\ \underline{x_3} & \underline{y_3} & \underline{z_3} \end{bmatrix}$$

$$= F_k \cdot \begin{bmatrix} -\frac{2\cdot\cos\varphi}{3\cdot(1+C)} & -\frac{2\cdot C\cdot\sin\varphi}{3\cdot(1+C)} & \frac{l_k\cdot\cos\varphi}{l_e} \\ \frac{(\cos\varphi-\sqrt{3}\cdot\sin\varphi)}{3\cdot(1+C)} & \frac{C\cdot(\sin\varphi+\sqrt{3}\cdot\cos\varphi)}{3\cdot(1+C)} & \frac{l_k\cdot(\sqrt{3}\cdot\sin\varphi-\cos\varphi)}{2\cdot l_e} \\ \frac{(\cos\varphi+\sqrt{3}\cdot\sin\varphi)}{3\cdot(1+C)} & \frac{C\cdot(\sin\varphi-\sqrt{3}\cdot\cos\varphi)}{3\cdot(1+C)} & -\frac{l_k\cdot(\cos\varphi+\sqrt{3}\cdot\sin\varphi)}{2\cdot l_e} \end{bmatrix}. \quad (7\text{-}43)$$

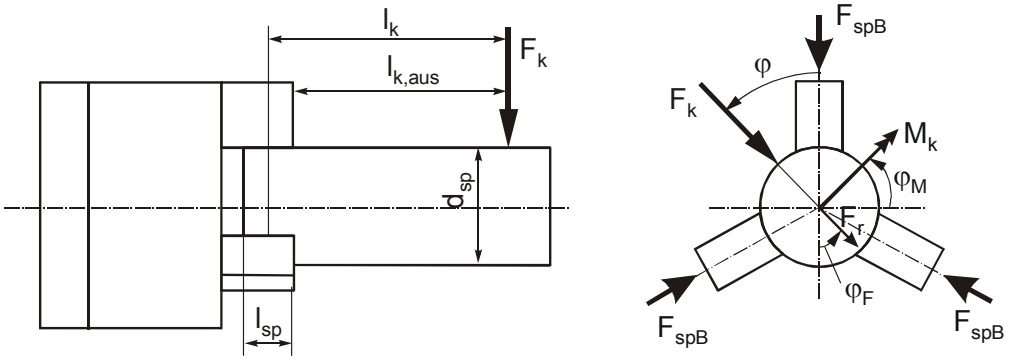


Bild 7-38: *Untersuchungsgegenstand des Grenzkippmomentes*

Für eine stabile Einspannung muss gelten:

$$F_{spB} + F_{x_i,F_k} \geq \sqrt{\left(\frac{F_{z_i,F_k}}{\mu_{spa}}\right)^2 + \left(\frac{F_{y_i,F_k}}{\mu_{spt}}\right)^2} \quad \text{(i = 1,2,3).} \quad (7\text{-}44)$$

Daraus folgt eine maximale Kippkraft bei Spannbacke ’i’:

$$F_{k,\max,i} = \frac{F_{spB}}{\sqrt{\left(\frac{\underline{z_i}}{\mu_{spa}}\right)^2 + \left(\frac{\underline{y_i}}{\mu_{spt}}\right)^2} - \underline{x_i}}. \quad (7\text{-}45)$$

Die Grenzkippkraft ist der minimale Wert der drei maximalen Kippkräfte. Es gilt:

$$F_{k,\max} = \underset{i=1}{\overset{3}{\mathrm{MIN}}}\left(F_{k,\max,i}\right). \quad (7\text{-}46)$$

Die berechnete Grenzkippkraft in Abhängigkeit vom Angriffswinkel ist in **Bild 7-39** dargestellt. Es ist ersichtlich, dass bei den Angriffswinkeln von 0°, 120° und 240° bzw. bei einer Abstützung des Werkstücks gegen die Lastrichtung durch zwei Backen sich ein Minimum der Grenzkippkraft ergibt. Dieses Verhalten ist auf die Reduzierung der wirksamen Backenspannkraft der dritten Backe infolge der Radialkraft zurückzuführen. Wird das Werkstück von einer Backe abgestützt (Angriffswinkel von

60°, 180° und 300°), kann eine höhere Kippkraft aufgenommen werden. Unter Berücksichtigung der richtungsabhängigen axialen Spannbeiwerte ergibt sich eine wesentlich höhere Grenzkippkraft, da bei Abstützung des Werkstücks von einer Backe das Kippmoment durch den größeren axialen Spannbeiwert für Druckbelastung aufgenommen wird.

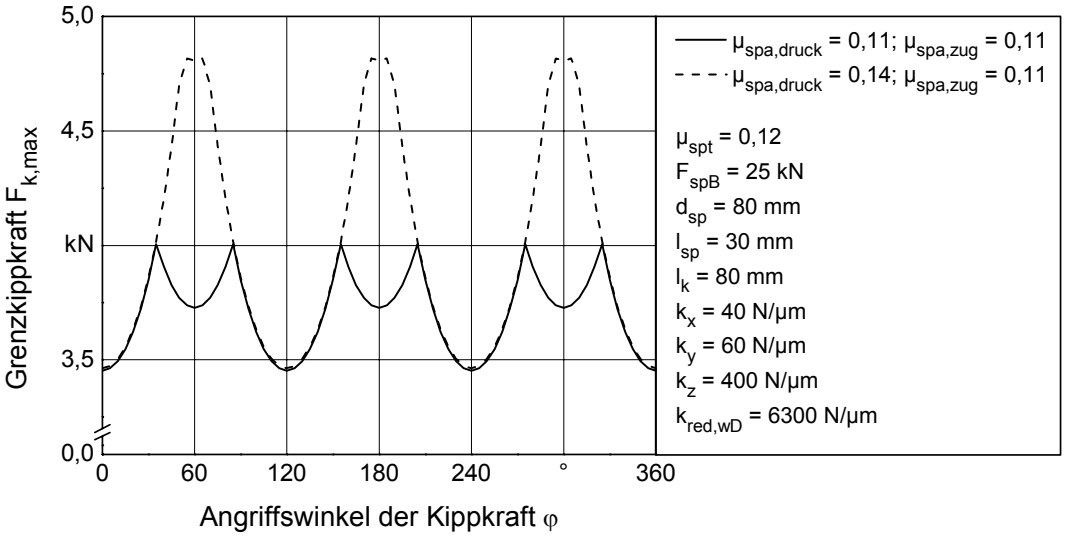


Bild 7-39: *Grenzkippkraft in Abhängigkeit vom Angriffswinkel*

Die Grenzkippkraft ist beim Angriffswinkel von 0° mit:

$$F_{k,\max} = \frac{F_{spB}}{\frac{l_k}{\left(\frac{{l_{sp}}^2}{d_{sp}} \cdot \frac{k_{red,wD}}{k_z} + 3 \cdot d_{sp}\right) \cdot \frac{\mu_{spa}}{4}} + \frac{2}{3 \cdot \left(1 + \frac{k_y}{k_x}\right)}} = \frac{F_{spB}}{\frac{l_k}{l_e \cdot \mu_{spa}} + \frac{2}{3 \cdot (1 + C)}} \qquad (7\text{-}47)$$

zu berechen.

Beim Lastfall mit einem Kippmoment ergibt sich das Grenzkippmoment zu:

$$M_{k,\max} = F_{spB} \cdot \left(\frac{{l_{sp}}^2}{d_{sp}} \cdot \frac{k_{red,wD}}{k_z} + 3 \cdot d_{sp}\right) \cdot \frac{\mu_{spa}}{4} = F_{spB} \cdot l_e \cdot \mu_{spa} \,. \qquad (7\text{-}48)$$

7.3.3 Experimentelle Untersuchung

7.3.3.1 Versuchsdurchführung

Das analytische Berechnungsmodell zur Bestimmung der Grenzkippkraft bzw. des Grenzkippmomentes wurde durch statische und dynamische experimentelle Untersuchungen validiert, **Bild 7-40** und **Bild 7-41**. Die Einleitung der Kippkraft erfolgte über wälzgelagerte Rollen, in die eine Kraftmessdose auf DMS-Basis integriert ist.

Bei der statischen Untersuchung erfolgte die Erfassung der Verlagerungen und Neigungen mit vier berührenden Wegtaster von Typ W1T3 der Fa. Hottinger Baldwin

Messtechnik, Darmstadt [162]. Damit wurden die Futter- und Werkstückneigung gleichzeitig gemessen.

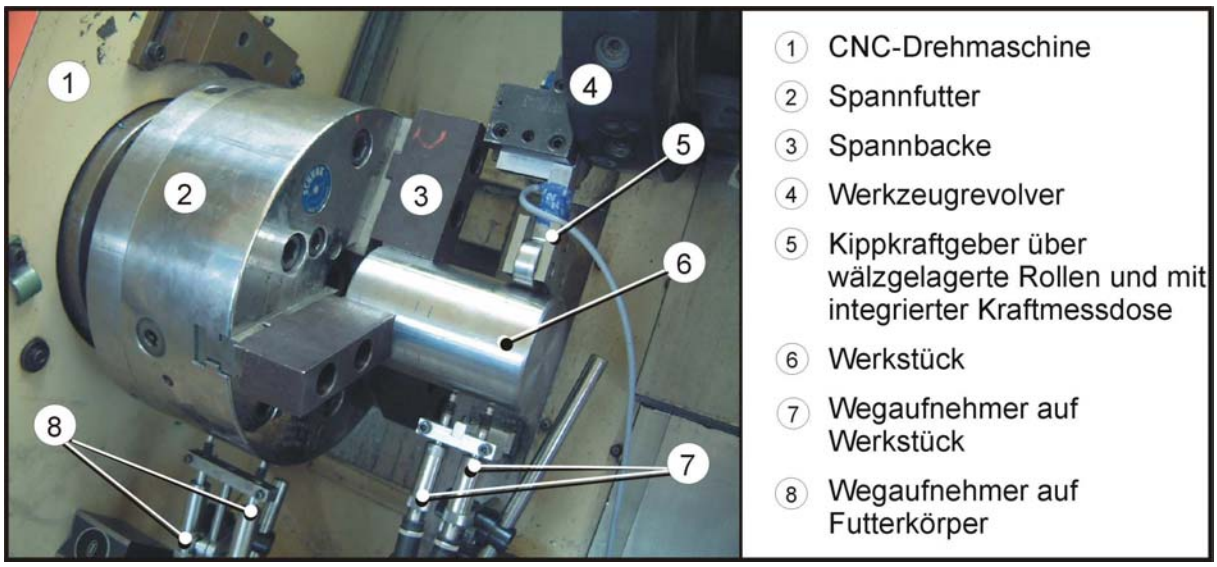


Bild 7-40: *Versuchsstand zur statischen Untersuchung der Grenzkippkraft*

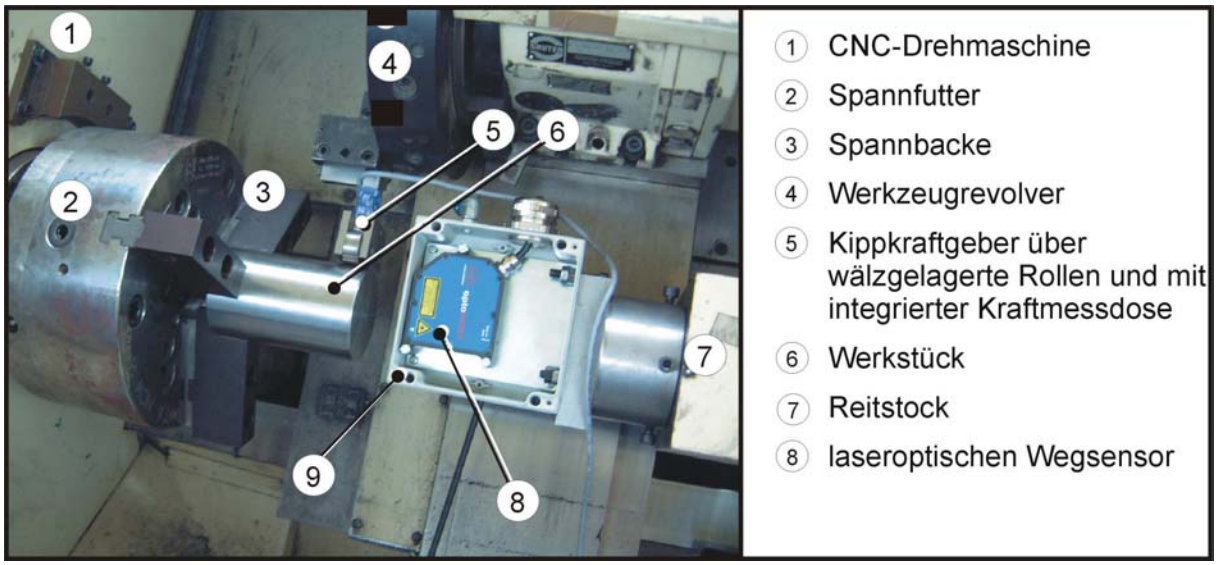


Bild 7-41: *Versuchsstand zur dynamischen Untersuchung der Grenzkippkraft*

Die Kippwinkel des Werkstücks an der Kraftangriffsstelle in Abhängigkeit von der Kippkraft zeigt beispielsweise **Bild 7-42**. Bei der Einwirkung der kontinuierlich steigernden Kippkraft ergibt sich im Bereich kleinerer Kippkraft ein lineares Verformungsverhalten. Ab einer bestimmten Kippkraft tritt ein Abknicken der Kurve auf, das auf ein Rutschen des Werkstücks in seiner Einspannung zurückzuführen ist. Zur Bestimmung der Grenzkippkraft $F_{k,max}$ wurde eine Abweichung von 500 µm/m vom linearen Verformungsverhalten als Rutschgrenze zugrunde gelegt.

Eine andere Ausprägung des Rutschens des Werkstücks in seiner Einspannung ist die bleibende Kippung bzw. Verlagerung nach Entlastung, **Bild 7-43**. Die beleibende Kippung des Werkstücks vor dem Rutschen ist auf die plastische Verformung von

Werkstück und Spannbacken in den Spannflächen bei hohem Kippmoment zurückzuführen.

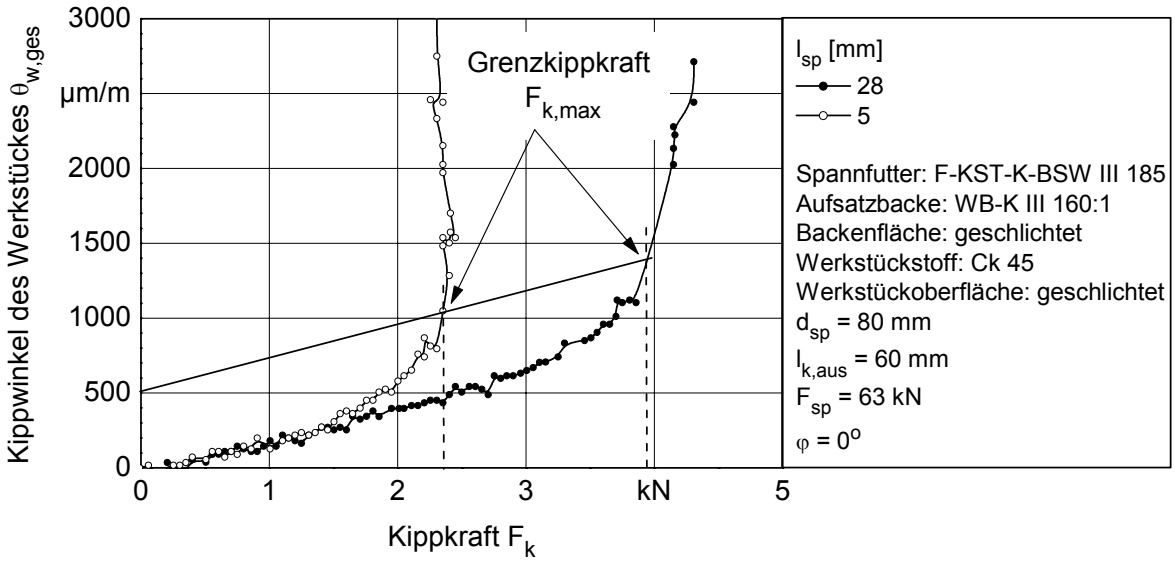


Bild 7-42: *Verläufe der Werkstückneigung in Abhängigkeit von der Kippkraft bei statischer Untersuchung*

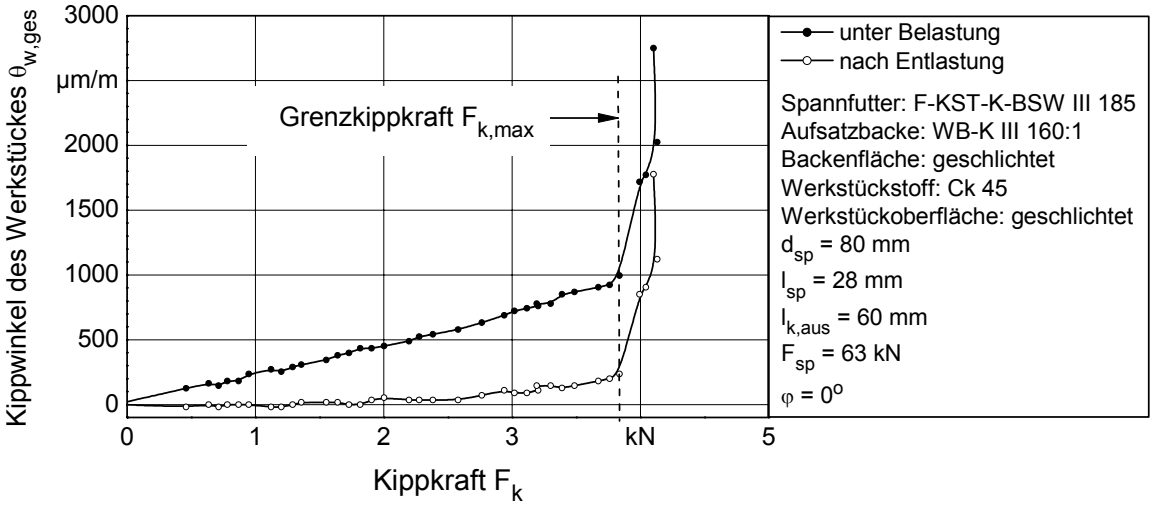


Bild 7-43: *Bleibende Kippung des Werkstücks nach Entlastung*

Bei der dynamischen Untersuchung erfolgte die berührungslose Messung der axialen Verlagerung des Werkstücks während seiner Rotation mit einem laseroptischen Wegsensor von Typ optoNCDT 1800-10 der Fa. Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co.KG, Ortenburg [167]. Die dynamischen Untersuchungen wurden wie folgt durchgeführt:

- Messen der Spannkraft mit dem Spannkraftmesser beim Stillstand der Spindel.
- Einspannen des Werkstücks.

- Schlichtbearbeitung des Werkstücks, damit eine saubere Lauffläche für die Drückrollen entsteht.
- Einstellen der axialen Position des Wegsensors durch Bewegen des Reitstocks.
- Rotieren der Spindel mit einer definierten Drehzahl.
- Andrücken der Rollen auf das Werkstück und langsames Einleiten der Kippkraft durch radiales Bewegen des Werkzeugrevolvers bis zum Beginn des Rutschens.

Der Verlauf der axialen Verlagerung des Werkstücks in Abhängigkeit von der Kippkraft ist beispielhaft in **Bild 7-44** dargestellt. Die wirksame Spannkraft bei der Rotation der Spindel lässt sich nach dem in Kapitel 6 vorgestellten Berechnungsmodell des Spannkraftverlustes berechnen.

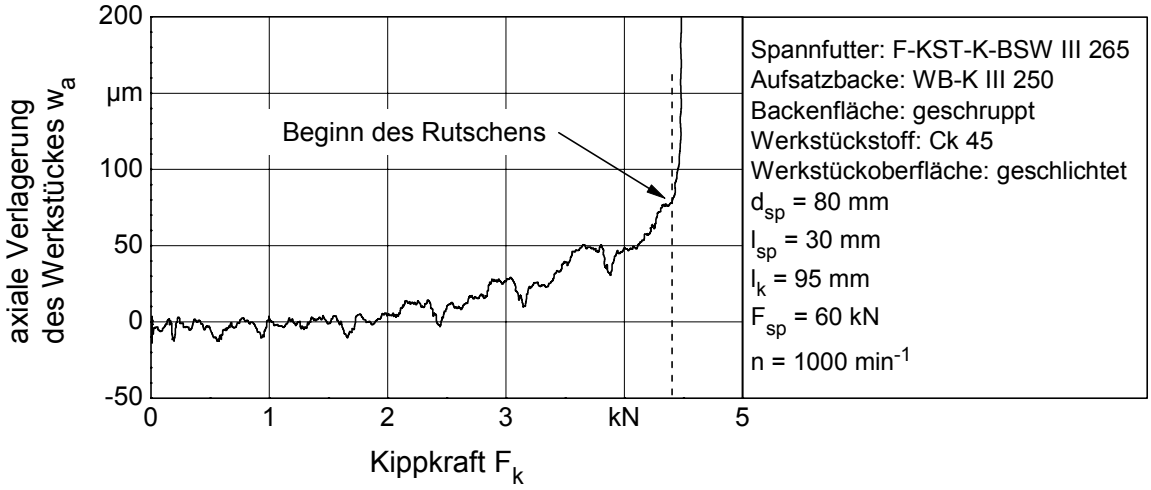


Bild 7-44: *Verlauf der axialen Verlagerung des Werkstücks in Abhängigkeit von der Kippkraft bei dynamischer Untersuchung*

7.3.3.2 Untersuchungsergebnisse

Die folgenden Parameter wurden als Einflussgrößen auf das Grenzkippmoment experimentell untersucht, Bild 7-38:

- aufgebrachte Spannkraft F_{sp},
- Spannlänge l_{sp},
- Spanndurchmesser d_{sp},
- axialer Spannbeiwert μ_{spa},
- Angriffswinkel der Kippkraft φ und
- Hebelarm der Kippkraft l_k.

Übereinstimmend mit der theoretischen Analyse wurde das Minimum des Grenzkippmomentes beim Angriffswinkel der Kippkraft φ von 0° gemessen, **Bild 7-45**. Es entspricht ca. 60 % des Grenzkippmomentes beim Angriffswinkel von 60°.

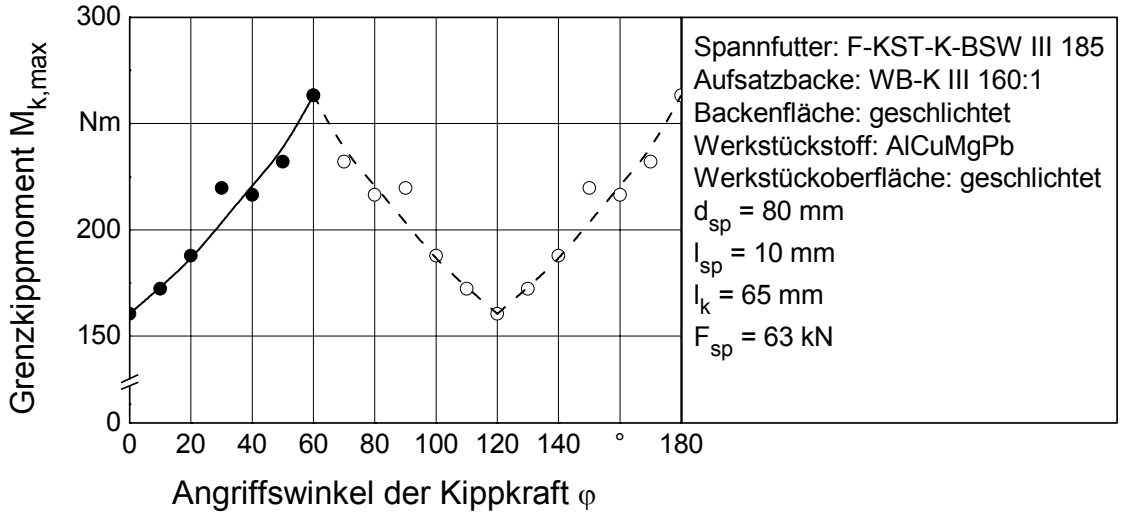
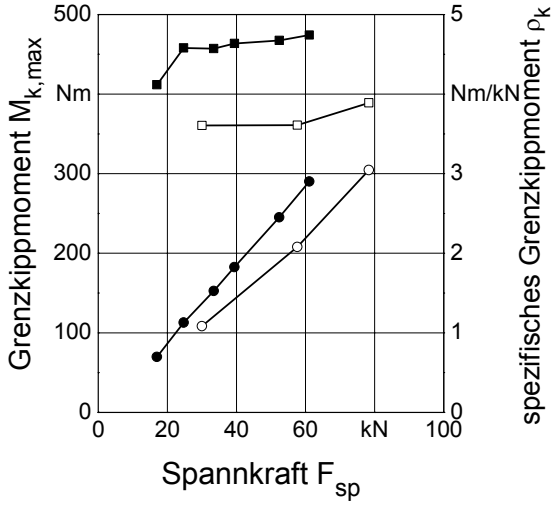


***Bild 7-45**: Grenzkippmoment in Abhängigkeit des Angriffswinkels der Spannkraft*

Die aufgebrachte Spannkraft wirkt sich auf das Grenzkippmoment bei den statischen und dynamischen Untersuchungen erwartungsgemäß linear aus, **Bild 7-46**. Das Verhältnis des Grenzkippmomentes zur Spannkraft ist als spezifisches Grenzkippmoment ρ_k definiert:

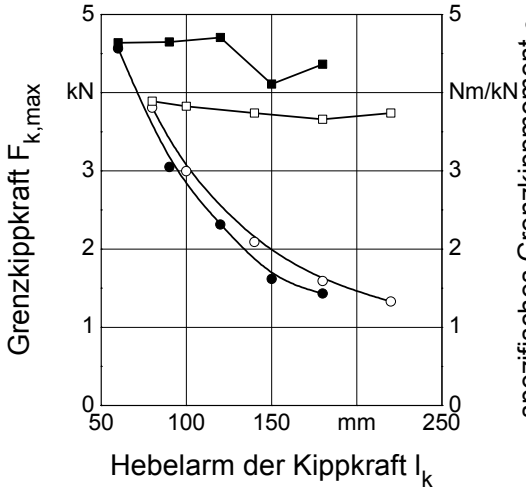
$$\rho_k = \frac{F_{k,\max} \cdot l_k}{F_{sp}}. \qquad (7\text{-}49)$$



	$M_{k,max}$ ρ_k	$M_{k,max}$ ρ_k
Spannfutter	F-KST-K-BSW III 265	F-KFL-K I 250
Aufsatzbacke	WB-K III 250	KB-S I 250
Backenfläche	geschlichtet	
Werkstückstoff	Ck 45	Ck 45
Werkstück-oberfläche	geschlichtet	geschruppt
d_{sp} [mm]	80	80
l_{sp} [mm]	30	1
l_k [mm]	80	90
	dyna. Untersuchung n = 100 min^{-1}	stat. Untersuchung φ = 0°

***Bild 7-46:** Grenzkippmoment in Abhängigkeit der Spannkraft*

Mit einer bestimmten Spannkraft ist kein Einfluss des Hebelarms der Kippkraft auf das spezifische Grenzkippmoment festzustellen, **Bild 7-47**.

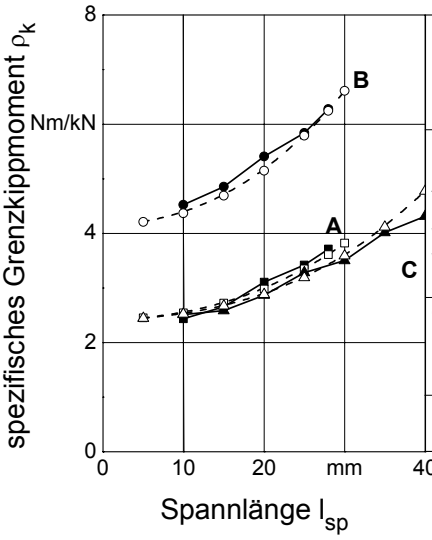


	$F_{k,max}$ / ρ_k	$F_{k,max}$ / ρ_k
Spannfutter	F-KST-K-BSW III 265	F-KFL-K I 250
Aufsatzbacke	WB-K III 250	KB-S I 250
Backenfläche	geschlichtet	
Werkstückstoff	Ck 45	Ck 45
Werkstück-oberfläche	geschlichtet	geschruppt
d_{sp} [mm]	80	80
l_{sp} [mm]	30	1
F_{sp} [kN]	78,3	61,1
	dyna. Untersuchung $n = 100\ min^{-1}$	stat. Untersuchung $\varphi = 0^o$

Bild 7-47: *Grenzkippkraft und spezifisches Grenzkippmoment in Abhängigkeit des Hebelarms der Kippkraft*

Einfluss der Spannlänge und des axialen Spannbeiwertes

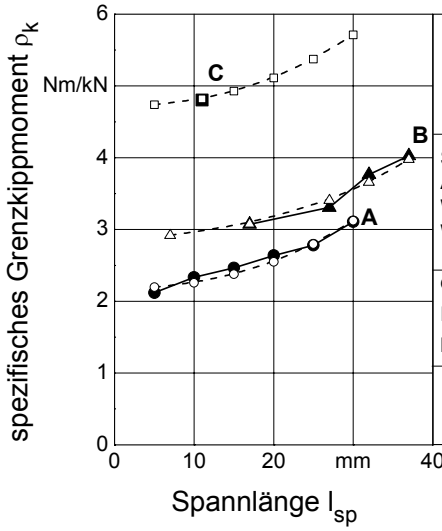
Den Einfluss der Spannlänge auf das spezifische Grenzkippmoment bei ausgedrehten weichen Backen zeigt **Bild 7-48**. Zum Vergleich sind die nach Gleichungen (7-47) und (7-49) analytisch berechneten spezifischen Grenzkippmomente dargestellt. Für die Berechnung wurden die Spannfuttersteifigkeiten aus Kapitel 5, die Werkstücksteifigkeiten aus Kapitel 7.3.1.2 sowie die axialen Spannbeiwerte aus Kapitel 7.2.2 genutzt. Das ermittelte spezifische Grenzkippmoment steigt mit der Spannlänge an und stimmt sehr gut mit den analytisch berechneten Ergebnissen überein. Das hohe übertragbare Kippmoment beim Spannen eines geschruppten Werkstücks ist auf den hohen axialen Spannbeiwert zurückzuführen. Ein Vergleich der Kurve A mit der Kurve C zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen den statischen und dynamischen Untersuchungsergebnissen. Die Steigung der Kurve C ist etwas kleiner als die der Kurve A, was auf die größere axiale Futtersteifigkeit zurückzuführen ist.



	A: experimentell / berechnet mit $\mu_{spa} = 0,125$	**B:** experimentell / berechnet mit $\mu_{spa} = 0,22$	**C:** experimentell / berechnet mit $\mu_{spa} = 0,125$
Spannfutter	F-KST-K-BSW III 185	F-KST-K-BSW III 185	F-KST-K-BSW III 265
Aufsatzbacke	WB-K III 160:1	WB-K III 160:1	WB-K III 250
Backenfläche	**geschlichtet**	**geschlichtet**	**geschlichtet**
Werkstückstoff	Ck 45	42 CrMo4	Ck 45
Werkstück-oberfläche	**geschlichtet**	**geschruppt**	**geschlichtet**
d_{sp} [mm]	80	80	80
F_{sp} [kN]	63	63	57,6
$l_{k,aus}$ [mm]	60	60	75
	stat. Untersuchung $\varphi = 0^o$	**stat. Untersuchung** $\varphi = 0^o$	**dyna. Untersuchung** $n = 100\ min^{-1}$

Bild 7-48: *Grenzkippmomente in Abhängigkeit von der Spannlänge und der Werkstückoberfläche bei ausgedrehten weichen Backen*

Die Berechnung des Grenzkippmomentes bei harten Backen mit pflastersteinartiger Backenfläche stimmt mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen überein, **Bild 7-49**. Die Werkstücksteifigkeit muss hierbei nach der eigentlichen Druckfläche berechnet werden [123].



	A: —●— experimentell - -○- - berechnet mit μ_{spa} = 0,11	B: —▲— experimentell - -△- - berechnet mit μ_{spa} = 0,15	C: ···■··· experimentell - -□- - berechnet mit μ_{spa} = 0,25
Spannfutter Aufsatzbacke Werkstückstoff Werkstück-oberfläche	F-KFL-K II 160 **HB-S II 160** Ck 45 geschruppt	F-KST-K-BSW III 265 **HB-K III 250** Ck 45 geschruppt	F-KST-K-BSW III 265 **HB-K III 250Um** Ck 45 geschruppt
d_{sp} [mm] F_{sp} [kN] $l_{k,aus}$ [mm]	80 66 60	80 78,3 80	80 78,3 80
	stat. Untersuchung $\varphi = 0^o$	dyna. Untersuchung n = 100 min^{-1}	dyna. Untersuchung n = 100 min^{-1}

Bild 7-49: *Grenzkippmomente in Abhängigkeit der Spannlänge bei harten Backen mit pflastersteinartiger Backenfläche*

Die harten Krallenbacken sind besonders geeignet für das Spannen unbearbeiteter Werkstückoberflächen mit kurzer Spannlänge. Die experimentellen Untersuchungen zeigen, dass beim Spannen mit zwei oder drei Reihen Krallen sehr hohe Kippmomente übertragbar sind, **Bild 7-50**.

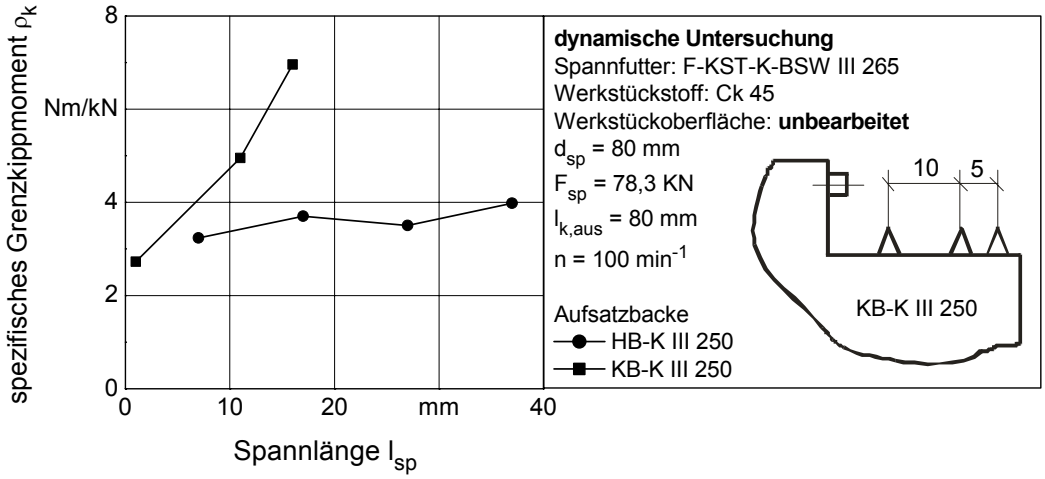


Bild 7-50: *Grenzkippmomente beim Spannen unbearbeiteter Werkstückoberfläche*

Einfluss des Spanndurchmessers

Den Einfluss des Spanndurchmessers auf die Kippmomentübertragung zeigt **Bild 7-51**. Bei größeren Spanndurchmessern ist aufgrund des größeren Hebelarms der axialen Reibungskräfte ein höheres Kippmoment übertragbar. Bei kleinerem

Spanndurchmesser ist der Einfluss der Spannlänge stärker, da hier der Kippwinkel des Werkstücks in seiner Einspannung unter gleichem Kippmoment größer ist.

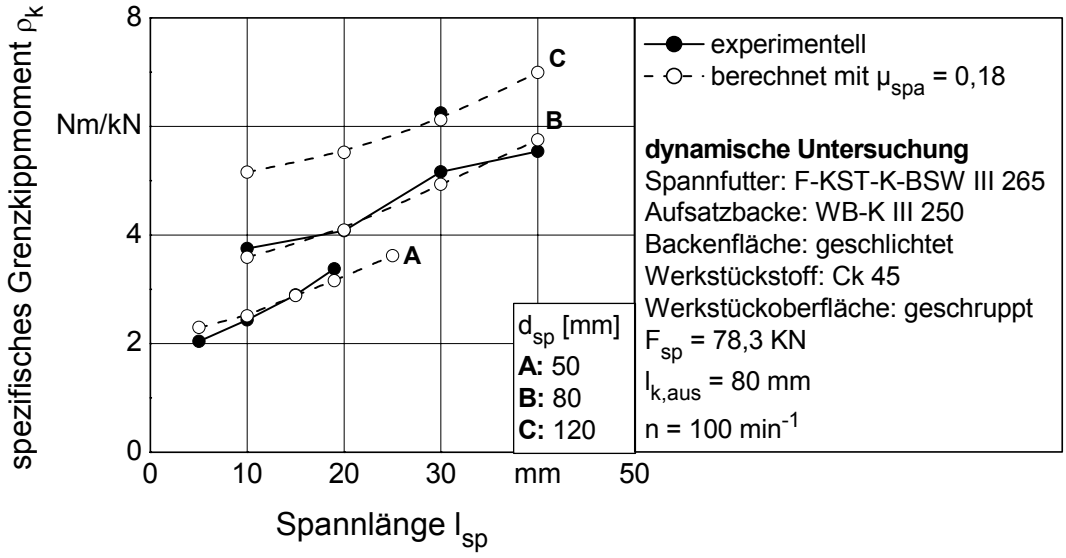


Bild 7-51: *Einfluss der Spanndurchmessers auf die Kippmomentübertragung*

Vergleich der berechneten und gemessenen übertragbaren Kippmomente

Die Genauigkeit des neu entwickelten Berechnungsmodells für das übertragbare Kippmoment übersteigt die der bisherigen Berechnungsansätze, **Bild 7-52**. Die Abweichungen zwischen den berechneten und den gemessenen Grenzkippmomenten liegen in der Größenordnung von unter ±15 %. Damit wird die Sicherheit der Spannkraftberechnung erhöht und kann der Sicherheitsfaktor verringert werden. Ein Sicherheitsfaktor S_z für die Berechnung der Mindestspannkraft wird mit 1,3 empfohlen.

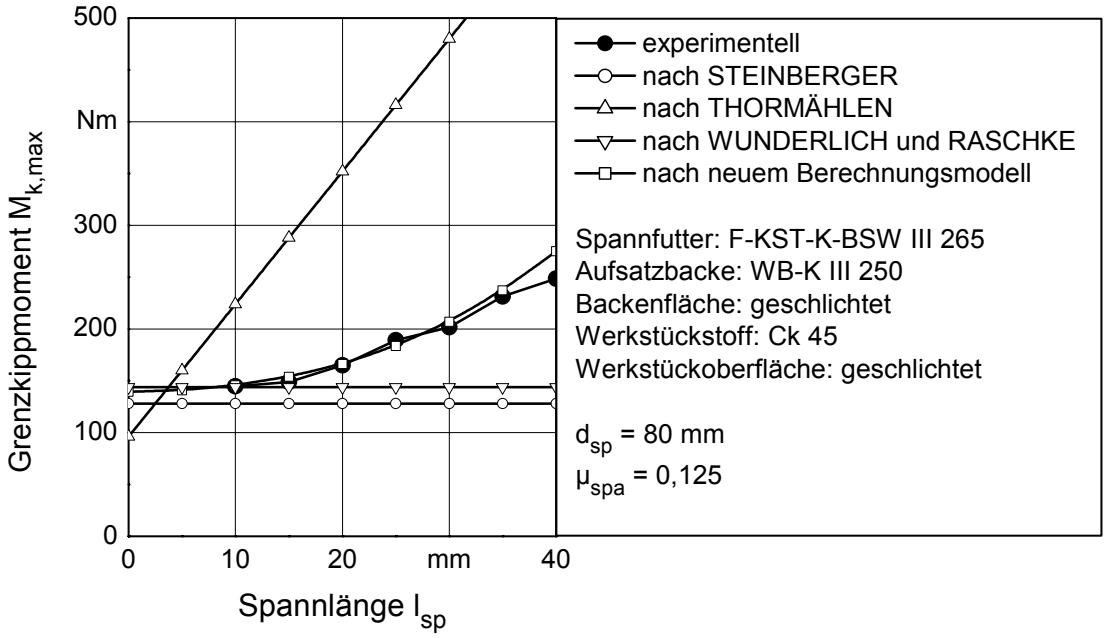


Bild 7-52: *Vergleich der Berechnung des Grenzkippmomentes mit verschiedenen Berechnungsmodellen und der experimentellen Untersuchung*

Einspannsteifigkeit

Die wirkende Kippkraft verursacht eine radiale Verlagerung und eine Kippung des Werkstücks, welche eine Form- und Lageabweichung der bearbeiteten Flächen während der Drehbearbeitung zur Folge haben. Die Kippung der Werkstückachse führt zu einer Zylinderformabweichung [50]. Für die Einspannsteifigkeit eines Dreibackenfutters sind zahlreiche Einflussgrößen wie die radiale Steifigkeit und Kippsteifigkeit des Spannmittels, die radiale Werkstücksteifigkeit, die Berührung zwischen Werkstück- und Backenspannfläche, die Spannkraft und der Spannbeiwert maßgebend, so dass eine theoretische Berechnung der Einspannsteifigkeit aus den Daten des Futters nur angenähert möglich ist [50, 126]. Aus dem Kippwinkel des Werkstücks infolge der Wirkung des Kippmomentes und dem Kippwinkel der Spannbacken infolge der Wirkung der Radialkraft ergibt sich die Kippsteifigkeit der Werkstückspannung:

$$k_{ke} = \left(\frac{8}{k_{red,wD} \cdot l_{sp}{}^2 + 3 \cdot k_z \cdot d_{sp}{}^2} + \frac{1}{2 \cdot \left(k_x + k_y\right) \cdot l_k} \cdot \left(\frac{5 \cdot k_x}{6 \cdot k_{nr}} + \frac{k_y}{2 \cdot k_{nt}} \right) \right)^{-1} . \quad (7\text{-}50)$$

Die experimentell und theoretisch ermittelten Einspannsteifigkeiten für ein Keilflächenfutter sind in **Bild 7-53** dargestellt. Hier ist ein Anstieg der Einspannsteifigkeit mit der Spannlänge und dem Spanndurchmesser zu erkennen. Die experimentellen Ergebnisse zeigen einen geringeren Einfluss der Spannlänge als bei der theoretischen Analyse. Dies ist auf die plastischen Verformungen von Backen und Werkstück zurückzuführen.

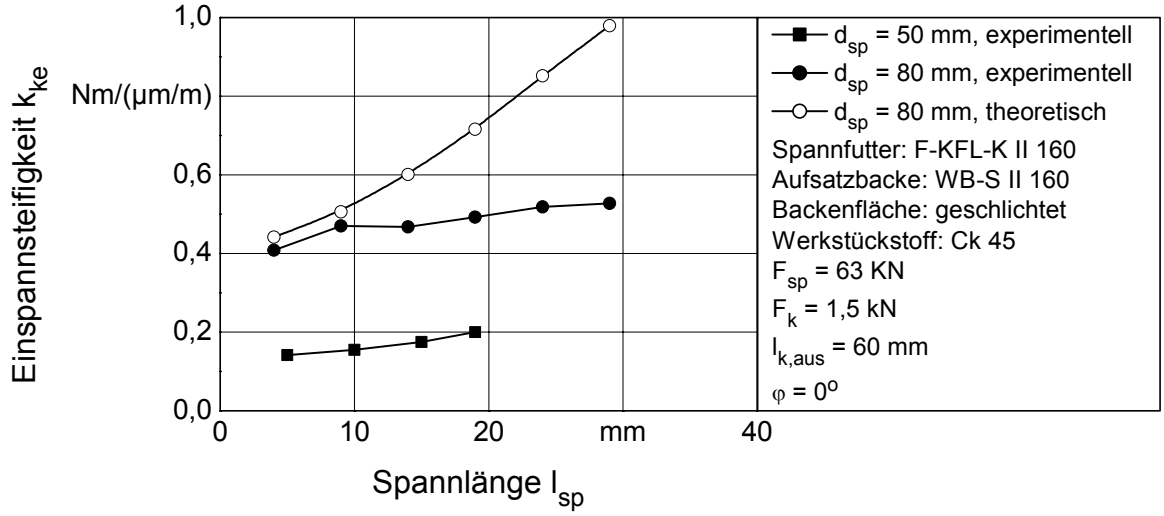


Bild 7-53: *Einspannsteifigkeiten eines Keilflächenfutters*

7.4 Mindestspannkraft zur Aufnahme der Kombination der Belastungen

Bei der gleichzeitigen Einwirkung der Belastungen, Axialkraft F_a (Gleichung (7-4)), Drehmoment M_d (Gleichung (7-5)), Radialkraft F_r (Gleichungen (7-6) und (7-7)) und Kippmoment M_k (Gleichungen (7-8) und (7-9)), sind die Reaktionskräfte an den

Spannflächen durch Summierung der entsprechenden Reaktionskräfte aus Gleichungen (7-10), (7-12), (7-30), (7-31), (7-40) und (7-42) zu bestimmen:

$$\begin{bmatrix} F_{x_1} & F_{y_1} & F_{z_1} \\ F_{x_2} & F_{y_2} & F_{z_2} \\ F_{x_3} & F_{y_3} & F_{z_3} \end{bmatrix} \tag{7-51}$$

$$= \begin{bmatrix} -\frac{2 \cdot F_r \cdot \cos\varphi_F}{3 \cdot (1+C)} & -\frac{2 \cdot C \cdot F_r \cdot \sin\varphi_F}{3 \cdot (1+C)} + \frac{2 \cdot M_d}{3 \cdot d_{sp}} & \frac{M_k \cdot \cos\varphi_M}{l_e} + \frac{F_a}{3} \\ \frac{F_r \cdot (\cos\varphi_F - \sqrt{3} \cdot \sin\varphi_F)}{3 \cdot (1+C)} & \frac{C \cdot F_r \cdot (\sin\varphi_F + \sqrt{3} \cdot \cos\varphi_F)}{3 \cdot (1+C)} + \frac{2 \cdot M_d}{3 \cdot d_{sp}} & \frac{M_k \cdot (\sqrt{3} \cdot \sin\varphi_M - \cos\varphi_M)}{2 \cdot l_e} + \frac{F_a}{3} \\ \frac{F_r \cdot (\cos\varphi_F + \sqrt{3} \cdot \sin\varphi_F)}{3 \cdot (1+C)} & \frac{C \cdot F_r \cdot (\sin\varphi_F - \sqrt{3} \cdot \cos\varphi_F)}{3 \cdot (1+C)} + \frac{2 \cdot M_d}{3 \cdot d_{sp}} & -\frac{M_k \cdot (\cos\varphi_M + \sqrt{3} \cdot \sin\varphi_M)}{2 \cdot l_e} + \frac{F_a}{3} \end{bmatrix}.$$

Betracht man die Reaktionskräfte an der Spannbacke ’1’, ergibt sich die Bedingung für eine sichere Werkstückspannung:

$$F_{spB} \geq \sqrt{\left(\frac{F_{z_1}}{\mu_{spa}}\right)^2 + \left(\frac{F_{y_1}}{\mu_{spt}}\right)^2} - F_{x_1}\,. \tag{7-52}$$

Die erforderliche Mindestspannkraft kann durch numerische Berechnung des Maximalwertes der Gleichung (7-52) ermittelt werden:

$$F_{spB,\min} = \underset{\varphi=-\pi}{\overset{\pi}{\mathrm{MAX}}}\left(\sqrt{Z(\varphi)^2 + Y(\varphi)^2} + X(\varphi)\right) \tag{7-53}$$

mit $Z(\varphi) = \dfrac{\dfrac{M_k \cdot \cos(\varphi_{M0} - \varphi)}{l_e} + \dfrac{F_a}{3}}{\mu_{spa}}$,

$$Y(\varphi) = \frac{\dfrac{2 \cdot M_d}{3 \cdot d_{sp}} - \dfrac{2 \cdot C \cdot F_r \cdot \sin(\varphi_{F0} - \varphi)}{3 \cdot (1+C)}}{\mu_{spt}} \text{ und}$$

$$X(\varphi) = \frac{2 \cdot F_r \cdot \cos(\varphi_{F0} - \varphi)}{3 \cdot (1+C)}\,.$$

Wenn das Werkstück axial anliegt und die Bedingung $\dfrac{M_k \cdot \cos(\varphi_{M0} - \varphi)}{l_e} + \dfrac{F_a}{3} < 0$ gilt, können die Axialkraft und das Kippmoment vernachlässigt werden.

Dieses Berechnungsmodell wurde durch Kombination eines Drehmomentes und eines Kippmomentes experimentell validiert. Zunächst wurde ein Drehmoment vorgegeben, dann wurde eine Kippkraft kontinuierlich steigernd bis zum Rutschen des Werkstücks eingeleitet. **Bild 7-54** zeigt Untersuchungsergebnisse, die mit der analytischen Berechnung gut übereinstimmen.

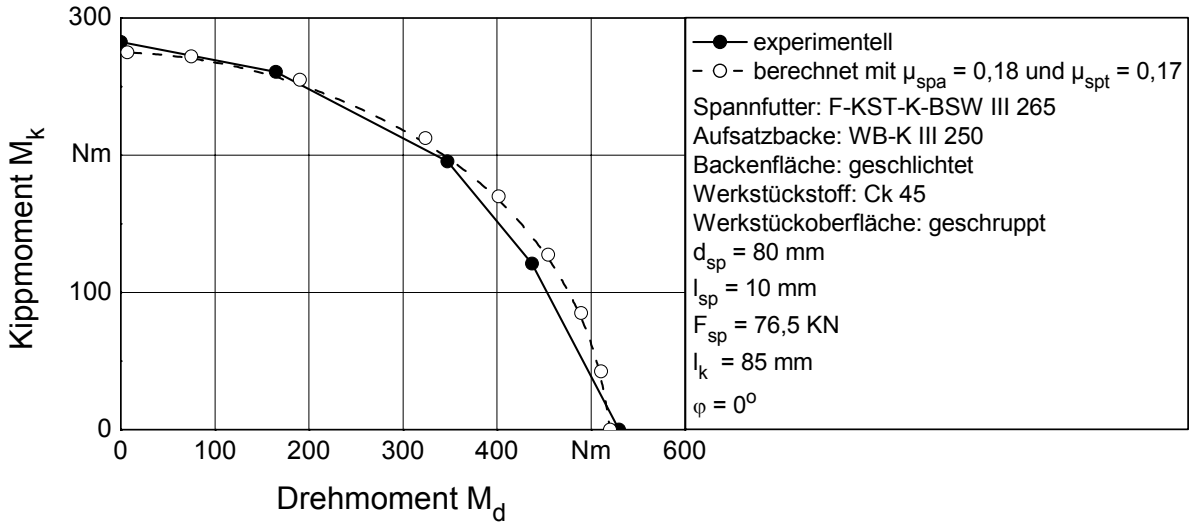


Bild 7-54: *Übertragbare Kombination vom Drehmoment und Kippmoment*

7.5 Zusammenfassung

Die Spannbeiwerte zwischen Spannbacken und Werkstück haben bei der Aufnahme der auftretenden Prozesskräfte eine entscheidende Bedeutung. Für die Berechnung des übertragbaren Kippmomentes ist der axiale Spannbeiwert für Zugbelastung maßgeblich, der kleiner als der axiale Spannbeiwert für Druckbelastung ist. Im Gegensatz zu den ausgedrehten weichen Backen, bei denen die Spannbeiwerte in Abhängigkeit von der Werkstückoberfläche vorbestimmt werden können, müssen die Spannbeiwerte bei harten Backen spannbackenspezifisch in Abhängigkeit vom Spanndurchmesser und der Werkstückhärte angegeben werden.

Im Rahmen der analytischen FEM-Untersuchungen wurde die differentielle Werkstücksteifigkeit, welche das elastische Verformungsverhalten des Werkstückes unter Einwirkung einer über die Spannlänge linear verteilten Spannkraft kennzeichnet, eingeführt. Damit kann die übertragbare Kippkraft unter Berücksichtigung der Spannbedingungen insbesondere der Spannlänge analytisch berechnet werden.

Im neu entwickelten Berechnungsmodell zur Bestimmung der erforderlichen Mindestspannkraft in Abhängigkeit von den Prozesskräften wurden die Belastungen der Werkstückspannung, wie Axialkraft, Radialkraft, Drehmoment und Kippmoment, gleichzeitig berücksichtigt. Die Sicherheit der Spannkraftberechnung wird somit erhöht und der Sicherheitsfaktor kann verringert werden. Zahlreiche statische und dynamische experimentelle Untersuchungen der übertragbaren Drehmomente, Axialkräfte und Kippkräfte ergaben eine gute Übereinstimmung mit den analytischen Berechnungen. Das entwickelte Berechnungsmodell zur Mindestspannkraft hat ebenfalls Gültigkeit für die Werkstückspannung mit Backenfuttern bei der Fräsbearbeitung.

8 Ermittlung der notwendigen Ausgangsspannkraft

8.1 Spannwirkungsgrad

Die notwendige Ausgangspannkraft zur Aufnahme der Prozesskräfte wird durch die Übertragung der Betätigungskraft über das Spanngetriebesystem aufgebracht. Bei der Spannkraftberechnung ist das Verhalten der Spannkraftübertragung innerhalb des Spannfutters von großer Bedeutung. Ziel ist es, mit einer bestimmten Betätigungskraft eine möglichst hohe Spannkraft mit einer möglichst geringen Schwankung zu erreichen [126]. Die zu erreichende Spannkraft ist abhängig von der axialen Betätigungskraft beim Kraftspannfutter bzw. dem Spannmoment beim Handspannfutter, dem Reibungsbeiwert im Spanngetriebe sowie dem Übersetzungsverhältnis. Der Spannwirkungsgrad wird wie folgt definiert:

$$\eta = \frac{\left(F_{sp}\right)_{\text{exp.}}}{\left(F_{sp}\right)_{ideal}} \cdot 100\% \,. \tag{8-1}$$

Die ideale Spannkraft ist aus dem Übersetzungsverhältnis des Spanngetriebes mit:

$$\left(F_{sp}\right)_{ideal} = \frac{2 \cdot \pi \cdot n_{sl} \cdot M_{sp}}{h_B} \tag{8-2}$$

für handbetätigte Backenfutter und

$$\left(F_{sp}\right)_{ideal} = \frac{h_{kol} \cdot F_{ax}}{h_B} \tag{8-3}$$

für kraftbetätigte Backenfutter zu berechnen. Darin ist h_B der Backenhub unter einem Kolbenhub h_{kol} bei den Kraftspannfuttern oder unter n_{sl} Umdrehungen des Spannschlüssels bei den Handspannfuttern.

Zur experimentellen Ermittlung der tatsächlichen Spannkraft $(F_{sp})_{exp.}$ wurde ein Spannkraftmesser eingesetzt. Gleichzeitig wurde das Spannmoment M_{sp} beim Handspannfutter durch einen Drehmomentschlüssel oder die axiale Betätigungskraft F_{ax} beim Kraftspannfutter durch eine auf der Druck/-Zugstange aufgebaute Kraftmessdose gemessen.

Die Reibung im Spanngetriebe ist für den Spannwirkungsgrad von entscheidender Bedeutung. In Anlehnung an CZICHOS [6] wird der Zusammenhang zwischen Reibung und Spannwirkungsgrad von Keilflächenfuttern mit einem vereinfachten Modell beschrieben, **Bild 8-1, links**. Das Modell besteht aus dem Futterkolben, der Spannbacke und dem Futterkörper. Die am Futterkoben wirkende axiale Betätigungskraft F_{ax} bewirkt über das Spanngetriebe eine Spannkraft F_{sp} als Ausgangsgröße. Die Spannkraftübertragung wird innerhalb des Spannfutters durch zwei Reibungsquellen, die Reibung in der Backenführung (F_{T1}) und die Reibung in der Keilfläche (F_{T2}), be-

einflusst. Durch die Aufstellung von Vektordiagrammen im Gleichgewichtszustand der Spannbacke und des Futterkolbens (**Bild 8-1, rechts**) kann der Spannwirkungsgrad bestimmt werden. Aus diesen Diagrammen, worin die Größe δ den Reibungswinkel bezeichnet, ergibt sich die folgende Beziehung unter der Annahme, dass $\delta_1 = \delta_2 = \delta$:

$$\frac{F_{sp}}{F_{ax}} = \frac{1}{\tan(\alpha + \delta)} - \tan(\delta)\,. \tag{8-4}$$

Mit dem Zusammenhang zwischen den Wegen z und x:

$$x = z \cdot \tan(\alpha) \tag{8-5}$$

ergibt sich der Spannwirkungsgrad:

$$\eta_0 = \frac{F_{sp} \cdot x}{F_{ax} \cdot z} = \left(\frac{1}{\tan(\alpha + \delta)} - \tan(\delta) \right) \cdot \tan(\alpha)\,. \tag{8-6}$$

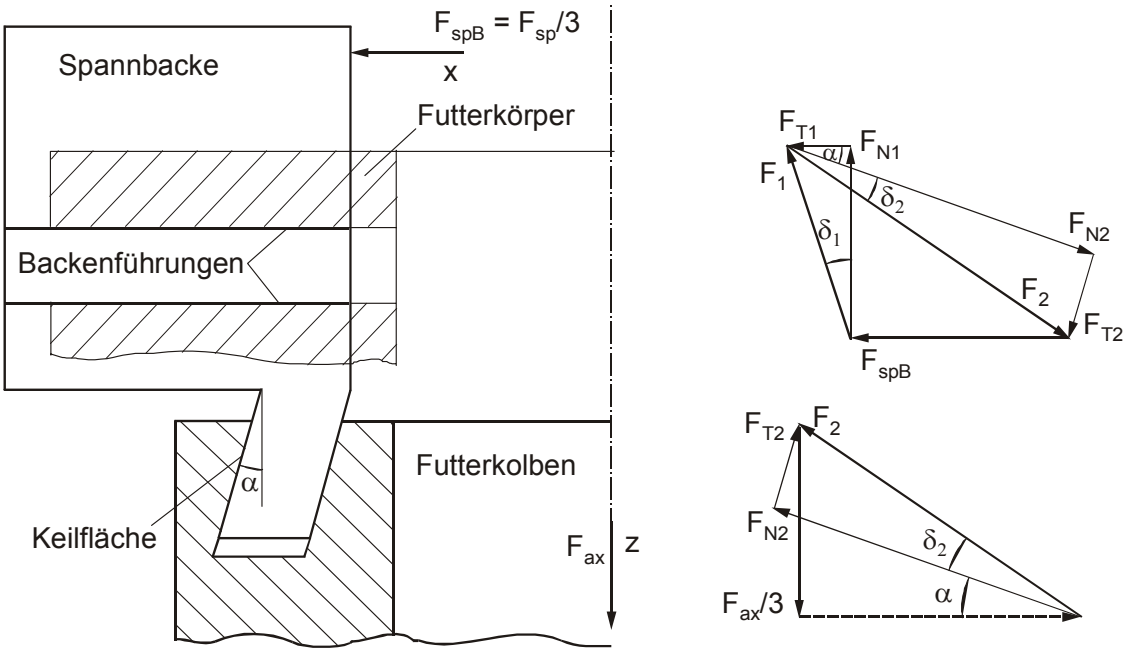


Bild 8-1: *Vereinfachte Darstellung des Spanngetriebes von Keilflächenfuttern; Kraftdiagramme zur Bestimmung des Wirkungsgrades*

Mit zunehmender Reibung ist eine Verminderung des Spannwirkungsgrades verbunden, **Bild 8-2, links**. Bei einem Keilwinkel von 15° und einer Reibungszahl der in den Backenführungen und Keilflächen herrschenden Grenzreibung in der Größenordnung von 0,05 bis 0,2 ergibt sich der Spannwirkungsgrad zwischen 48 % und 82 %. Das Übersetzungsverhältnis wird durch den Keilwinkel bestimmt. Je größer der Keilwinkel ist, desto größer ist der Backenhub und desto kleiner ist die Spannkraft. In einem Bereich von 15 - 50° des Keilwinkels ist die Auswirkung des Keilwinkels auf den Spannwirkungsgrad relativ gering, **Bild 8-2, rechts**.

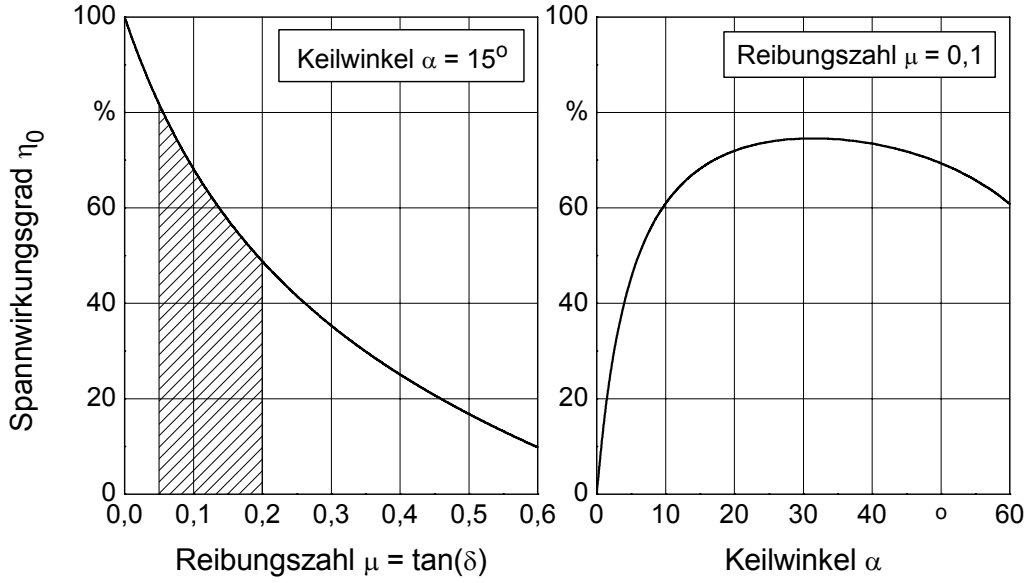


Bild 8-2: *Theoretischer Spannwirkungsgrad der Keilflächenfutter in Abhängigkeit von der Reibungszahl und dem Keilwinkel*

Der tatsächliche Spannwirkungsgrad wird zusätzlich vom Kippmoment bzw. der Kippung der Backenführungen beeinflusst. **Bild 8-3** zeigt die gemessenen Spannwirkungsgrade eines Keilflächenfutters und eines Keilstangenfutters in Abhängigkeit vom Spannabstand h_{sp} und der radialen Position der Spannbacke l_{aus}. Bei großen Spannabständen und Auskraglängen ergibt sich ein geringer Spannwirkungsgrad. Dieses Verhalten ist auf das Kippmoment bzw. die Kippung der Backenführungen zurückzuführen. Die Schwankung des Wirkungsgrades infolge der Veränderung der Spannparameter wurde bis zu ±20 % gemessen.

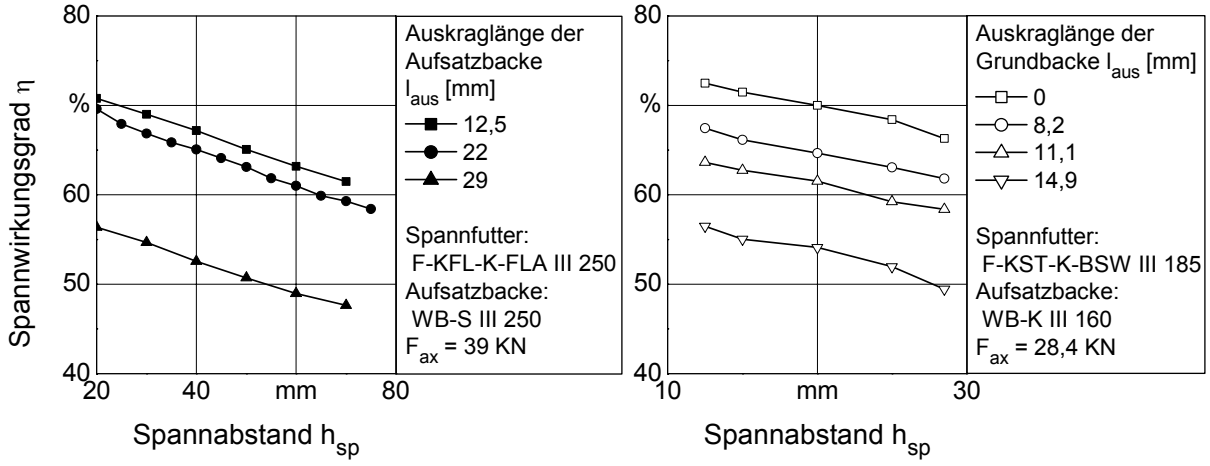


Bild 8-3: *Gemessene Spannwirkungsgrade in Abhängigkeit vom Spannabstand und der radialen Position der Spannbacke*

In Anlehnung an die Erkenntnisse von BLÄTTRY [126] ist der Einfluss dieser zwei Spannparameter auf den Spannwirkungsgrad mit folgender Beziehung zum Ausdruck zu bringen:

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \frac{2 \cdot \left(h_{sp} + h_{k,GB}\right)}{l_{BF} - l_{aus}} \cdot \mu} \cdot \qquad (8\text{-}7)$$

Bild 8-4 zeigt eine beispielhafte Auswertung dieser Formel. Das Spannen mit kleinem Spannabstand und kurzer Auskraglänge der Spannbacke führt zu einem höheren Spannwirkungsgrad.

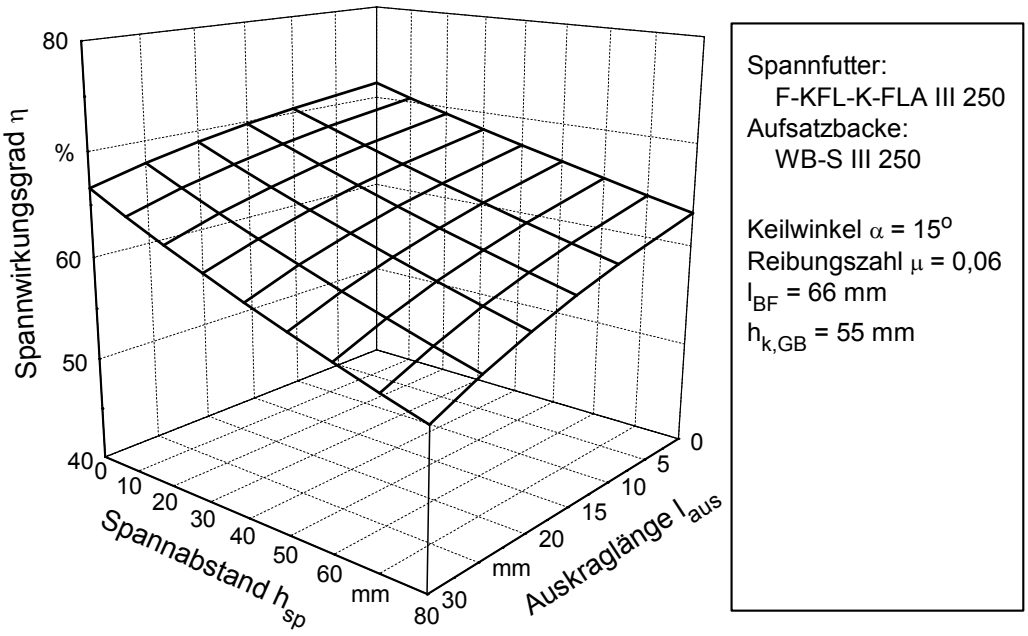


Bild 8-4: *Einfluss des Spannabstandes und der radialen Position der Spannbacke auf den Spannwirkungsgrad nach Formel (8-7)*

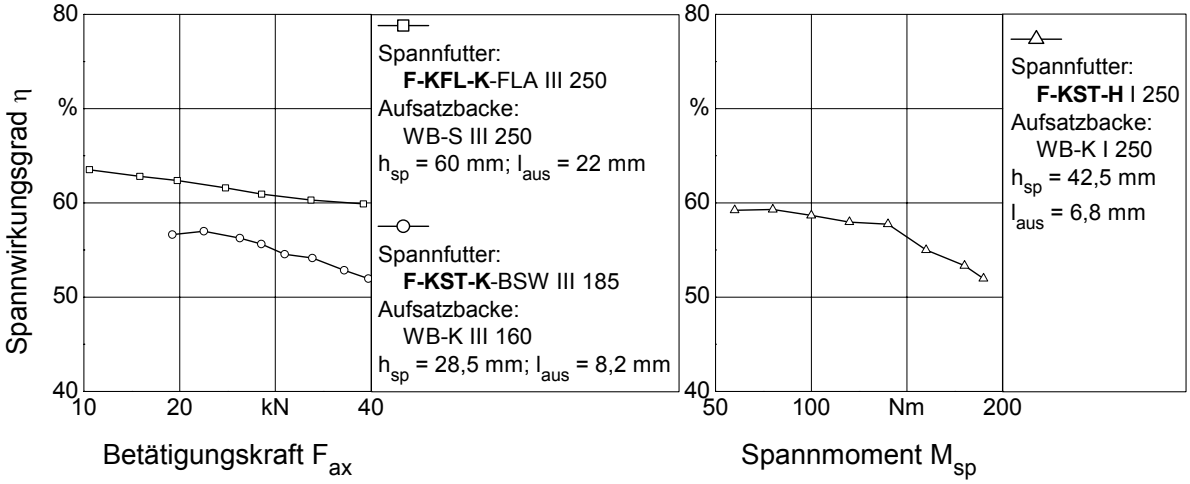


Bild 8-5: *Einfluss der Betätigungskraft auf den Spannwirkungsgrad*

Neben dem Spannabstand und der radialen Position der Spannbacke hat auch die Betätigungskraft Einfluss auf den Spannwirkungsgrad, **Bild 8-5**. Eine große Betätigungskraft bewirkt eine große Kippung bzw. eine hohe Reibungszahl der Backenführungen und damit einen geringen Spannwirkungsgrad. Beim hand- oder kraftbetätig-

ten Keilstangenfutter wurde ein kleinerer Spannwirkungsgrad als beim Keilflächenfutter gemessen. Das ist auf die höhere Anzahl der im Kraftfluss liegenden Kontaktflächen bzw. Umlenkungen beim Keilstangenfutter zurückzuführen [64].

Zahlreiche frühe Untersuchungen zur erreichbaren Spannkraft zeigten, dass der Schmierzustand des Spanngetriebes durch Verschmutzung von Kühlschmierstoffen und Spänen, durch Beschädigung infolge Überlastung und Verschleiß sowie durch unregelmäßige Schmierung und Wartung des Futters sich stark verändert [5, 64, 90, 107, 126, 170, 180]. Die Veränderung des Schmierzustandes verursacht eine Schwankung des Spannwirkungsgrades bzw. der Spannkraft mit einer bestimmten Betätigungskraft. Für eine sichere Einspannung von Werkstücken ist es erforderlich, die Schwankungen des Wirkungsgrades zu berücksichtigen und dafür einen entsprechenden Sicherheitsfaktor bei der Spannkraftberechnung zu geben.

Zur Untersuchung des Einflusses des Schmierzustandes auf den Spannwirkungsgrad wurden die Wirkungsgrade bei mehrfach aufeinander folgenden Wiederholungen des Spannvorgangs auf gleichem Spanndurchmesser gemessen, **Bild 8-6**. Hierbei kommt es zwangsläufig zu geringen Relativbewegungen innerhalb des Spannfutters. Die beanspruchten und zum Teil verdrängten Schmierstoffschichten werden nicht ausreichend wiederhergestellt, was wiederum zu eine Reibungserhöhung im Spannfutter und damit einen beträchtlichen Verlust der Spannkraft bzw. des Wirkungsgrades führen kann [64]. Die Verringerung des Spannwirkungsgrades ist abhängig von der Spanngetriebeart bzw. der Anzahl der Kontaktflächen im Kraftfluss. Beim Keilflächenfutter lässt der Wirkungsgrad nach 2000 Spannvorgängen bis zu 45 % nach. Der Wirkungsgrad beim Keilstangenfutter wird bereits nach 800 Spannvorgängen um bis zu 45 % reduziert.

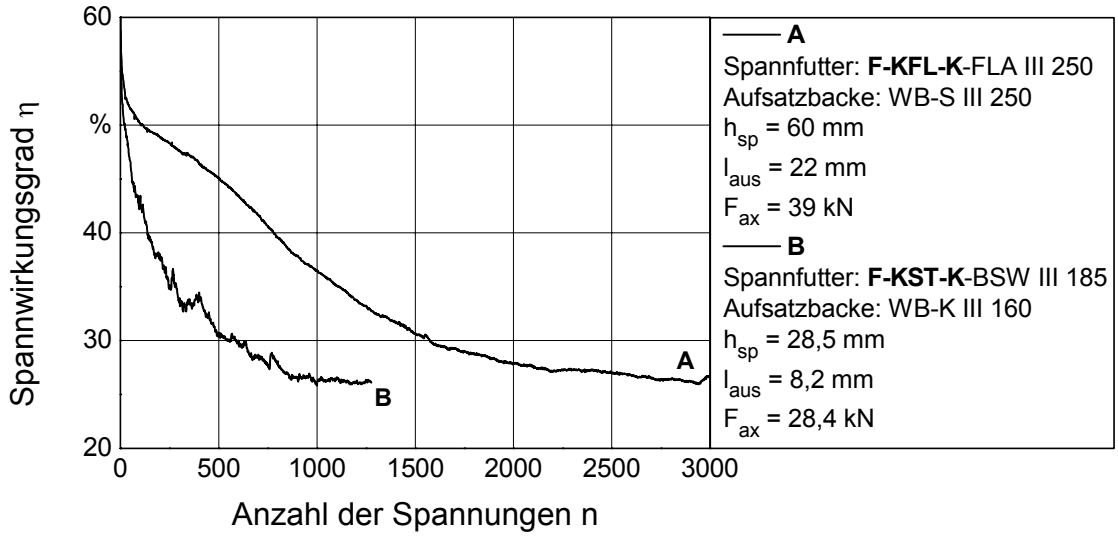


Bild 8-6: *Spannwirkungsgrade in Abhängigkeit von der Anzahl der Spannvorgänge*

Durch Betätigung des Spannfutters mit vollem Backenhub wird der Ausgangswert des Wirkungsgrades wieder erreicht, **Bild 8-7**. Dieses Ergebnis deckt sich mit den Erkenntnissen für Handspannfutter von WARNECKE [126].

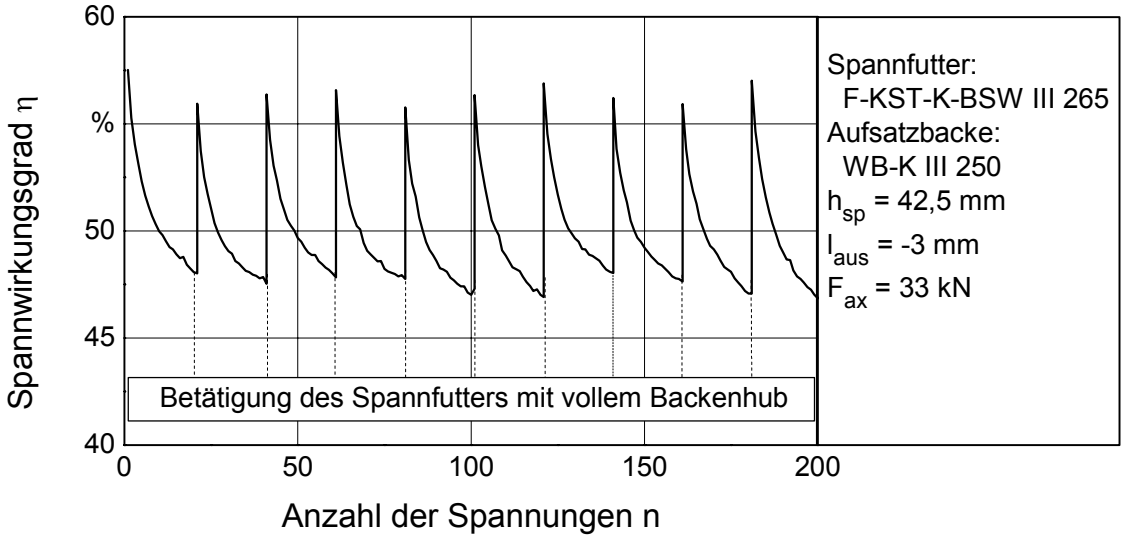


Bild 8-7: *Wiedererreichen des Ausgangswertes der Spannkraft*

Üblicherweise wird die vom Futter zur Verfügung gestellte Spannkraft aus der Betriebsanleitung entnommen oder in Abhängigkeit von der Betätigungskraft oder dem Spannmoment aus dem Kraftübersetzungsfaktor ermittelt. Die somit angenommene Spannkraft ist infolge sich veränderter Schmierzustände und Spannparameter wie Spannabstand, radiale Position der Spannbacke sowie Betätigungskraft mit großer Unsicherheit behaftet. Es muss daher ein hoher Sicherheitsfaktor S_{sp} bei der Bestimmung der Ausgangsspannkraft mit einbezogen werden.

Durch eine regelmäßige Überprüfung der Spannkraft am Spanndurchmesser des Werkstücks kann ein hoher Sicherheitsfaktor vermindert werden. Die Untersuchung der Spannkraft in Abhängigkeit von der Anzahl der Spannvorgänge bei einem Keilstangenfutter (Bild 8-6, Kurve A) zeigt, dass die Reduzierung der Spannkraft innerhalb von 50 Spannvorgängen maximal 25 % und bei zwei aufeinander folgenden Spannvorgängen maximal 5 % beträgt. Für einen Prüfzyklus von 50 Spannvorgängen ist ein Sicherheitsfaktor von mindestens 1,3 anzusetzen. Beim Anwendungsfall, vor jeder Spannung des Werkstücks die tatsächliche Spannkraft zu überprüfen, ist ein Sicherheitsfaktor von 1,1 anzusetzen.

Die regelmäßige Überprüfung der Spannkraft ist mit relativ großem Messaufwand verbunden. Für die automatische Fertigung eignen sich Spannkraftüberwachungssysteme [47, 107]. Dabei wird die Spannkraft bzw. die Spannfutterreibung in einem vorgegebenen Messzyklus kontinuierlich erfasst, so dass die erforderliche Spannkraft gewährleistet wird. Bei solchen Anwendungsfällen kann der Sicherheitsfaktor erheblich verringert werden.

Die Spannfutter mit neuen Schmierungskonzepten wie Lebensdauerschmierung und Kapselung weisen einen über lange Zeit konstanten Schmierzustand auf [179], so dass der Sicherheitsfaktor signifikant reduziert werden kann. Generell ist festzustellen, dass der optimale Sicherheitsfaktor S_{sp} in Abhängigkeit vom Spannfuttertyp und dem Anwendungsfall bestimmt werden kann, **Tabelle 8-1**.

Spannfuttertyp	Anwendungsfall	Sicherheitsfaktor S_{sp}
handbetätigte Spannfutter [126]	Erstellung der Spannkraft in Abhängigkeit vom Spannmoment aus dem Kraftübersetzungsfaktor	2,0
handbetätigte Spannfutter	regelmäßige Überprüfung der Spannkraft am Spanndurchmesser des Werkstücks	1,5
kraftbetätigte Spannfutter [155]	Erstellung der Spannkraft in Abhängigkeit von der Betätigungskraft aus dem Kraftübersetzungsfaktor	1,5
kraftbetätigte Spannfutter	regelmäßige Überprüfung der Spannkraft am Spanndurchmesser des Werkstücks	spannfutterspezifisch
kraftbetätigte Spannfutter	Überprüfung der Spannkraft am Spanndurchmesser des Werkstücks vor jeder Spannung	1,1
kraftbetätigte Spannfutter	Überwachung der Spannkraft im Prozess	1,1
lebensdauergeschmierte Spannfutter	wartungsarm	spannfutterspezifisch

Tabelle 8-1: *Sicherheitsfaktor zur Berücksichtigung der Spannkraftschwankung*

8.2 Berechnung der notwendigen Ausgangsspannkraft

Die notwendige Ausgangsspannkraft wird durch die erforderliche Mindestspannkraft zur Aufnahme der am Werkstück auftretenden Prozesskräfte und den Spannkraftverlust infolge der Rotation des Spannfutters bestimmt. **Bild 8-8** zeigt die Vorgehensweise der Berechnung der notwendigen Ausgangsspannkraft in Abhängigkeit von den zahlreichen Einflussparametern wie Spannfutter-, Spannbacken-, Werkstück- und Prozessparameter. Die Spannbeiwerte zwischen Spannbacken und Werkstück sind für die Bestimmung der Mindestspannkraft von besonderer Bedeutung. Neben den Spannbeiwerten haben die Steifigkeiten von Werkstück und Spannmittel Einfluss auf die erforderliche Spannkraft zur Aufnahme des Kippmomentes. Der Spannkraftverlust ist durch die mit dem Quadrat der Drehzahl des Futters ansteigenden Backenfliehkräfte und die Wechselwirkung zwischen der Spannmittel- und Werkstücksteifigkeit zu bestimmen. Aus dem Berechnungsmodell der Mindestspannkraft, Gleichung (7-53), und dem Berechnungsmodell des Spannkraftverlustes, Gleichung (6-32), erhält man das Berechnungsmodell zur Bestimmung der notwendigen Ausgangsspannkraft unter Berücksichtigung der Sicherheitsfaktoren:

$$F_{sp0} = 3 \cdot S_{sp} \cdot \left(S_z \cdot F_{spB,\min} \pm \Delta F_{spB} \right) \tag{8-8}$$

(+ bei Innenspannung, - bei Außenspannung).

Bei der Außenspannung mit einer Ausgangsspannkraft F_{sp0} lässt sich die zulässige Drehzahl eines Dreibackenfutters wie folgt berechnen:

$$n_{zul} = \frac{30}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{\frac{F_{sp0}}{3 \cdot S_{sp}} - S_z \cdot F_{spB,\min}}{\frac{\sum_i \chi_i \cdot m_i \cdot r_{s,i}}{1 + 0{,}8 \cdot \frac{k_{r,sp,sp}}{k_{red,w}}}}} \quad (i = AB,GB,FK,\ldots). \qquad (8\text{-}9)$$

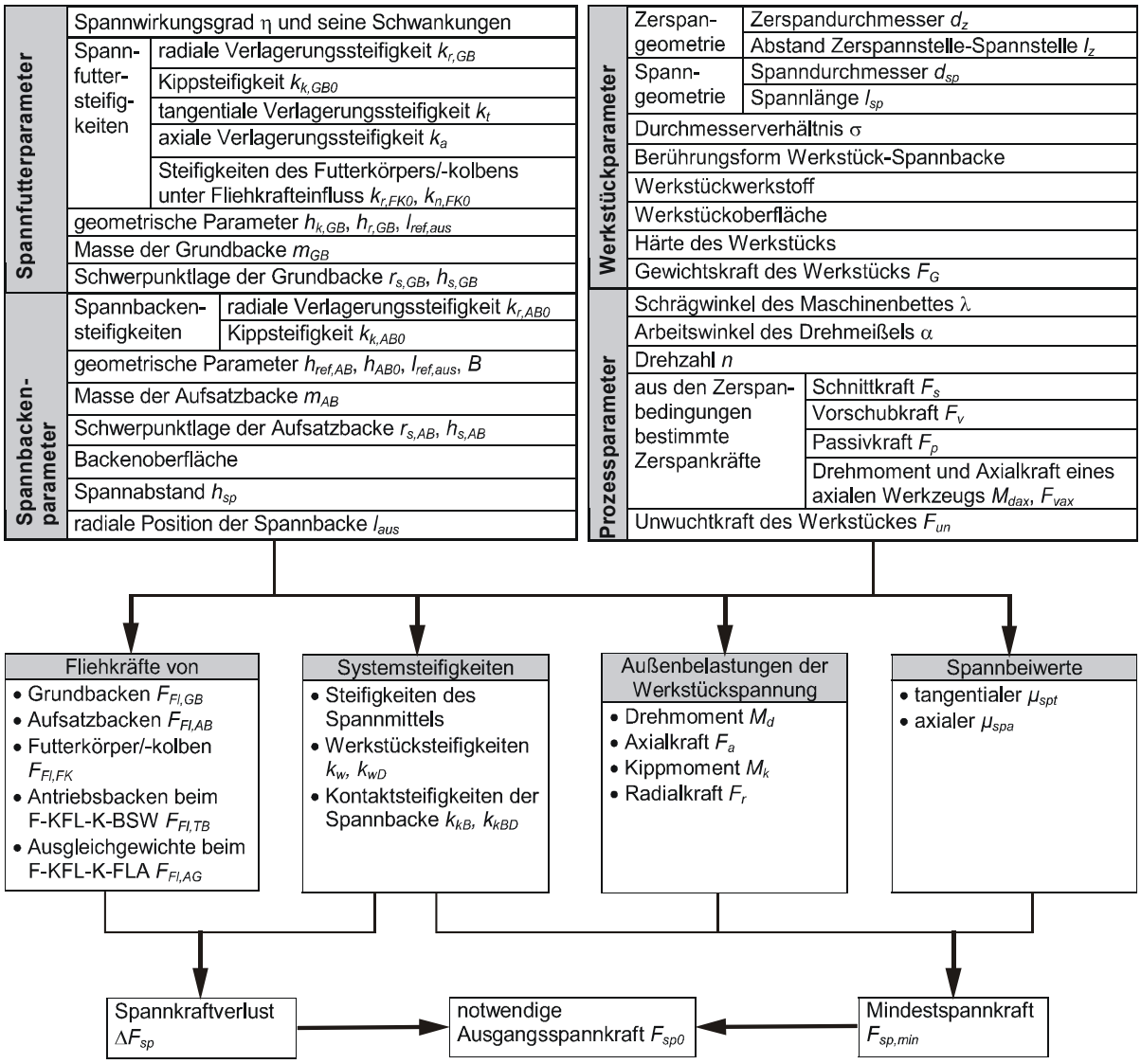


Bild 8-8: *Berechnung der notwendigen Ausgangsspannkraft*

8.3 Experimentelle Überprüfung des Berechnungsmodells

Im folgenden werden die notwendigen Ausgangsspannkräfte nach dem neu entwickelten Berechnungsmodell für vier unterschiedliche Drehbearbeitungen berechnet und mit den nach VDI 3106 [155] berechneten verglichen. Beispiel 1 und Beispiel 2 sind Schlichtbearbeitungen mit unterschiedlichen Werkstücksteifigkeiten. Beispiel 3 und Beispiel 4 stellen zwei Schruppbearbeitungen mit unterschiedlichen Backenty-

pen dar. Die Prozess-, Werkstück-, Spannfutter- und Spannbackenparameter sind in **Tabelle 8-2** zusammengestellt.

		Beispiel 1	**Beispiel 2**	**Beispiel 3**	**Beispiel 4**
Prozessdaten	Schneidstoff	besch. HM	besch. HM	besch. HM	besch. HM
	Wendeplatte nach ISO	CNMG 120408	CNMG 120408	CNMG 120408	DNMG 150404
	Einstellwinkel χ_H [°]	95	95	95	93
	Schnitttiefe *a* [mm]	0,5	0,5	2	4
	Vorschub *s* [mm]	0,2	0,2	0,3	0,4
	max. Drehzahl *n* [min^{-1}]	3000	3000	2000	1000
	Maschinenbett-Schrägwinkel λ [°]	45	45	45	45
	Arbeitswinkel α [°]	0	0	0	0
	Laufrichtung der Spindel	Rechtslauf	Rechtslauf	Rechtslauf	Rechtslauf
Werkstückdaten	Werkstückstoff	Ck 45	Ck 45	Ck 45	Ck 45
	Werkstückoberfläche	geschlichtet	geschlichtet	geschruppt	unbearbeitet
	Werkstückdurchmesser d_w [mm]	80	80	80	80
	Durchmesserverhältnis σ	0	0,9	0	0
	Werkstücklänge l_w [mm]	130	130	130	160
	Zerspandurchmesser d_z [mm]	80	80	80	80
	Zerspanabstand l_z [mm]	115	115	115	75
	Spanndurchmesser d_{sp} [mm]	80	80	80	80
	Einspannlänge l_{sp} [mm]	30	30	30	5
	Gewichtskraft F_G [N]	51	10	51	71
	Abstand Werkstückschwerpunkt – Spannstelle l_s [mm]	50	50	50	75
Spannfutter- und Spannbackendaten	Spannfutter	F-KST-K-BSW III 265			
	Aufsatzbacken	WB-K III 250	WB-K III 250	WB-K III 250	KB-K III 250
	Backenoberfläche	d_{wB} = 80 mm geschlichtet	d_{wB} = 80 mm geschlichtet	d_{wB} = 80 mm geschlichtet	Krallenbacken
	Spannabstand h_{sp} [mm]	35	35	35	45
	radiale Position der GB l_{aus} [mm]	-3	-3	-3	0
	Masse pro Grundbacke m_{GB} [kg]	0,582	0,582	0,582	0,582
	GB-Schwerpunktradius $r_{s,GB}$ [mm]	78,4	78,4	78,4	94,6
	GB-Schwerpunkthöhe $h_{s,GB}$ [mm]	17	17	17	17
	Masse pro Aufsatzbacke m_{AB} [kg]	1,142	1,142	1,142	0,572
	AB-Schwerpunktradius $r_{s,AB}$ [mm]	82,7	82,7	82,7	70
	AB-Schwerpunkthöhe $h_{s,AB}$ [mm]	22,5	22,5	22,5	16,5

Tabelle 8-2: *Spannfutter-, Spannbacken-, Werkstück- und Prozessdaten*

Die Berechnung der Zerspankräfte erfolgt mit Hilfe der Kienzle-Gleichungen (2-4) bis (2-6) mit den in **Tabelle 8-3** dargestellten Konstanten. Aus den Zerspankräften und der Gewichtskraft des Werkstücks können die Belastungen der Werkstückspannung nach den Gleichungen (7-4) bis (7-9) berechnet werden, **Tabelle 8-4**. Die Berechnung der Fliehkräfte erfolgt nach den Gleichungen (6-26) und (5-25), Tabelle 8-4.

Hauptwert der spezifischen Schnittkraft $k_{s1.1}$	1659 N/mm^2
Anstiegswert der Schnittkraft (1-m_s)	0,79
Hauptwert der spezifischen Vorschubkraft $k_{v1.1}$	521 N/mm^2
Anstiegswert der Vorschubkraft (1-m_v)	0,51
Hauptwert der spezifischen Passivkraft $k_{p1.1}$	309 N/mm^2
Anstiegswert der Passivkraft (1-m_p)	0,60

Tabelle 8-3: *Zerspankraft-Konstanten für den Werkstückstoff Ck 45 [3]*

		Beispiel 1	**Beispiel 2**	**Beispiel 3**	**Beispiel 4**
Zerspan-kräfte	Schnittkraft F_s [N]	232,8	232,8	1283	3219
	Passivkraft F_p [N]	58,9	58,9	301	714
	Vorschubkraft F_v [N]	114,9	114,9	565	1307
Belastungen	Axialkraft F_a [N]	-114,9	-114,9	-565	-1307
	Drehmoment M_d [Nm]	9,3	9,3	51,3	128,7
	Radialkraft F_r [N]	218,4	235,3	1291	3259
	Wirkwinkel der Radialkraft φ_{F0} [°]	-64,2	-73,8	-74,9	-76,4
	Kippmoment M_k [Nm]	25,3	26,5	146,4	237,7
	Wirkwinkel des Kippmomentes φ_{M0} [°]	-80,9	-84,5	-84,6	-88,8
Fliehkräfte	Fliehkraft pro Aufsatzbacke $F_{FlB,AB}$ [N]	9321	9321	4143	439
	Fliehkraft pro Grundbacke $F_{FlB,GB}$ [N]	4503	4503	2001	604
	Fliehkraft des Futterkörpers/-kolbens $F_{FlB,FK}$ [N]	423000	423000	188000	47000

Tabelle 8-4: *Belastungen und Fliehkräfte der Werkstückspannung*

Die zur Spannkraftberechnung erforderlichen Spannfutter-, Spannbacken-, und Werkstücksteifigkeiten sowie Spannbeiwerte zwischen Werkstück und Spannbacken wurden in Kapitel 5 und Kapitel 7 ermittelt. Aus den spannfutter- und spannbackenspezifischen Steifigkeitsparametern, Tabelle 5-1, Tabelle 5-2 und Bild 5-49, und der Spannsituation erfolgt die Berechnung der Gesamtsteifigkeit des Spannmittels nach Gleichung (5-23) sowie der Kippeinflussfaktoren nach den Gleichungen (6-14), (6-15) und (6-16). Die Bestimmung der Spannbeiwerte bei ausgedrehten weichen Backen erfolgt nach Tabelle 7-3 in Abhängigkeit von der Werkstückoberfläche. Die Spannbeiwerte bei harten Backen müssen spannaufgabenspezifisch ermittelt werden. Die erforderlichen Steifigkeiten, Kippeinflussfaktoren sowie Spannbeiwerte sind in **Tabelle 8-5** dargestellt.

		Beispiel 1	Beispiel 2	Beispiel 3	Beispiel 4
Steifigkeiten	$k_{r,sp,sp}$ [N/µm]	98	98	98	79
	$k_{red,w}$ [N/µm]	4487	83	4487	1466
	$k_{red,wD}$ [N/µm]	6302	238	6302	5911
	k_x [N/µm]	96	45	96	75
	k_y [N/µm]	136	136	136	136
	k_z [N/µm]	604	604	604	604
Kippeinflussfaktoren	χ_{AB}	0,906	0,906	0,906	0,701
	χ_{GB}	0,601	0,601	0,601	0,49
	χ_{FK}	0,00068	0,00068	0,00068	0,00057
Spannbeiwerte	μ_{spt}	0,1	0,1	0,11	0,36
	μ_{spa}	0,08	0,08	0,13	0,25

Tabelle 8-5: *Steifigkeiten, Kippeinflussfaktoren sowie Spannbeiwerte zur Spannkraftberechnung*

Aus den Prozessdaten in Tabelle 8-4 und den Spannsystemdaten in Tabelle 8-5 werden die erforderlichen Mindestspannkräfte nach Gleichung (7-53) und die Spannkraftverluste nach Gleichung (6-32) berechnet. Unter Berücksichtigung der Sicherheitsfaktoren erfolgt die Berechnung der notwendigen Ausgangsspannkräfte nach Gleichung (8-8), **Tabelle 8-6**. Aufgrund der geringeren Werkstücksteifigkeit ergibt sich im Beispiel 2 ein kleinerer Spannkraftverlust sowie eine größere erforderliche Mindestspannkraft zur Aufnahme des Kippmomentes als im Beispiel 1.

	Beispiel 1	Beispiel 2	Beispiel 3	Beispiel 4
Mindestbackenspannkraft $F_{spB,min}$ [N]	3165	5023	12007	16707
Backenspannkraftverlust ΔF_{spB} [N]	11245	5879	4998	604
notwendige Ausgangsspannkraft F_{sp0} [N] mit S_z = 1,3 und S_{sp} = 1,3 (regelmäßige Überprüfung der Spannkraft)	59901	48394	80364	77580
notwendige Ausgangsspannkraft F_{sp0} [N] mit S_z = 1,3 und S_{sp} = 1,1 (Überprüfung der Spannkraft vor jeder Bearbeitung)	50686	40949	68001	65644

Tabelle 8-6: *Berechnete Mindestspannkräfte, Spannkraftverluste und Ausgangsspannkräfte*

Mit einer vorgegebenen Ausgangsspannkraft kann die zulässige Drehzahl des Spannsystems nach Gleichung (8-9) berechnet werden. Beispielsweise wird eine zulässige Drehzahl von 4625 min^{-1} mit einer Ausgangsspannkraft von 80 kN und S_{sp} = 1,3 beim Beispiel 2 errechnet. Beim Spannen schwerer Werkstücke ist es erforderlich, die Mindestspannkraft zur Aufnahme der Gewichtskraft des Werkstücks zu be-

rechnen, um die Sicherheit der Werkstückspannung vor dem Eingriff des Werkzeugs zu gewährleisten.

Ein Vergleich zeigt, dass beim Spannen mit ausgedrehten weichen Backen (Beispiele 1, 2 und 3) die Berechnung nach dem neu entwickelten Berechnungsmodell geringere Ausgangsspannkraft als die Anwendung der Richtlinie VDI 3106 ergibt, da hier die erforderliche Mindestspannkraft und der Spannkraftverlust genauer berechnet und kleinere Sicherheitsfaktoren berücksichtigt werden, **Bild 8-9**. Dadurch können die Potentiale der Backenfutter für höhere Drehzahlen insbesondere bei Schlichtbearbeitung ausgenutzt werden. Beim Spannen eines dünnwandigen Werkstücks (Beispiel 2) kann die Bearbeitungsgenauigkeit aufgrund der geringeren berechneten Ausgangsspannkraft erheblich erhöht werden. Beim Spannen mit harten Krallenbacken (Beispiele 4) ist die nach dem neuen Berechnungsmodell berechnete Ausgangsspannkraft aufgrund der darin benutzten kleineren spannbackenspezifischen Spannbeiwerte nicht kleiner.

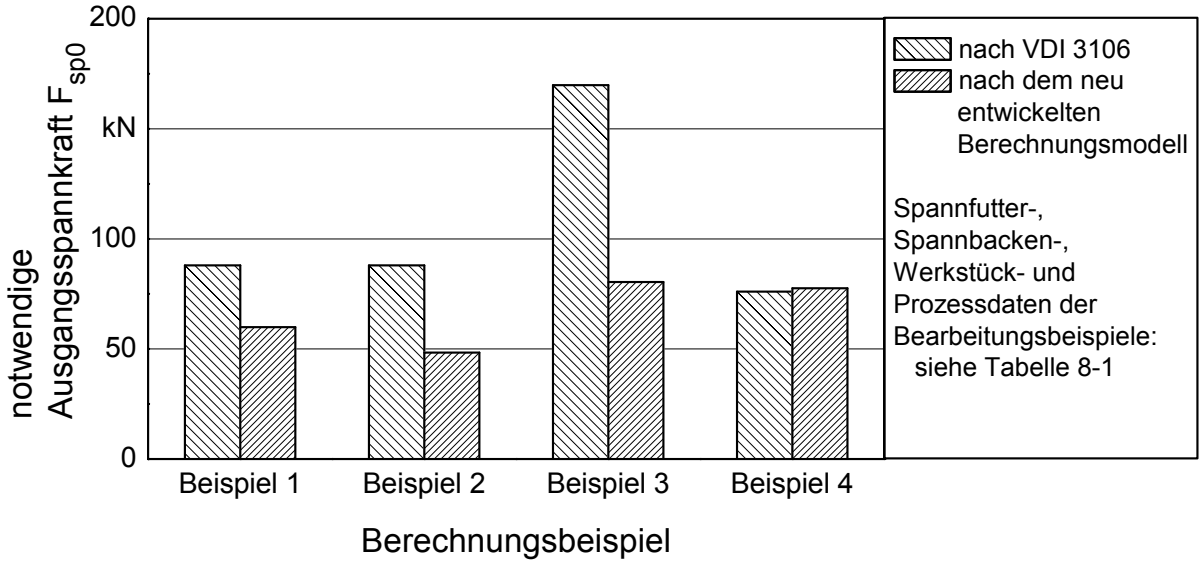


Bild 8-9: *Berechnete Ausgangsspannkräfte nach VDI 3106 und dem neu entwickelten Berechnungsmodell*

Die Gültigkeit des Spannkraftberechungsmodells wurde durch Zerspanuntersuchungen mit den in Tabelle 8-2 gegebenen Berechnungsbeispielen überprüft, **Bild 8-10**. Dabei wurden die auftretenden Zerspankräfte mit einem 3-Komponenten-Werkzeughalter-Dynamometer von Typ Z12346 mit Ladungsverstärkern von Typ 5011 der Fa. Kistler Instrumente AG, Winterthur, erfasst. Die Überwachung der Lageänderung des Werkstücks während der Drehbearbeitung erfolgte analog zu den dynamischen Untersuchungen der übertragbaren Kippkraft, Kapitel 7.3.3.1, durch einen laseroptischen Wegsensor von Typ optoNCDT 1800-10 der Fa. Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co.KG, Ortenburg. Der Verlauf der Zerspankräfte sowie der axialen Verlagerung des Werkstücks ist beispielhaft in **Bild 8-11** gezeigt. Nach dem Eingriff des Werkzeugs bzw. unter Einwirkung der Zerspankräfte wurde eine Lage-

änderung des Werkstücks gemessen. Nach der Bearbeitung war keine Veränderung der Werkstückposition festzustellen. Die Untersuchungen zeigen, dass mit der nach dem neu entwickelten Berechnungsmodell berechneten Ausgangsspannkraft das Werkstück sicher gespannt und bearbeitet werden kann.

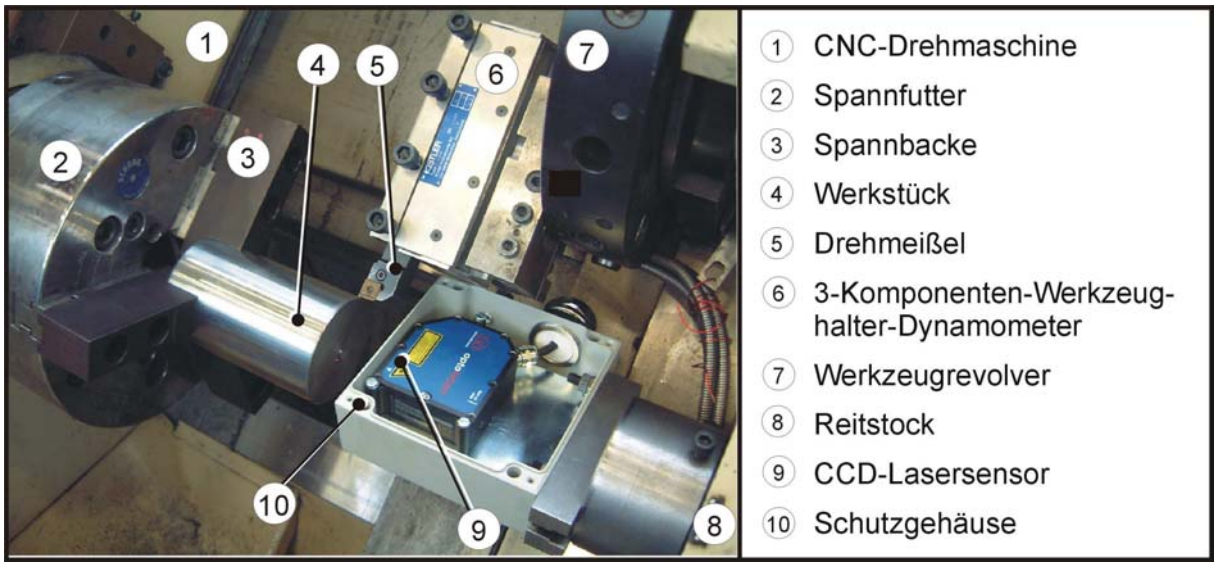


Bild 8-10: *Zerspanüberprüfung des Spannkraftberechnungsmodells*

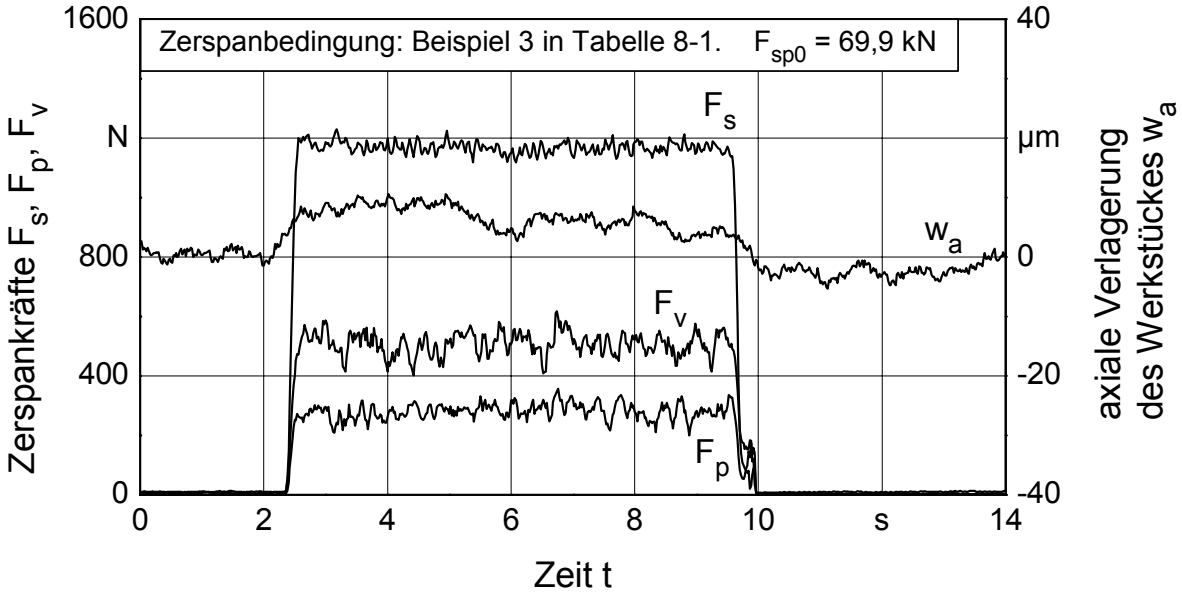


Bild 8-11: *Beispielhafter Verlauf der Zerspankräfte und der Werkstücklage bei der Zerspanuntersuchung*

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die fortschreitende Entwicklung im Bereich der Schneidstoffe und der Werkzeugmaschinen ermöglicht neue Bearbeitungstechnologien wie die Trockenbearbeitung, die Hartbearbeitung und auch die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung, mit denen geringere Fertigungskosten und höhere Fertigungsqualitäten erzielt werden. Die damit verbundenen ständig steigenden Zerspanleistungen und Schnittgeschwindigkeiten führen zu immer höheren Anforderungen an die Spannmittel. Bei der Drehbearbeitung muss das Spannmittel in der Lage sein, die von der Maschine gelieferte Antriebsleistung auf das Werkstück zu übertragen. Das Backenfutter ist aufgrund seiner hohen Flexibilität bezüglich des spannbaren Durchmesserbereiches das bei der Drehbearbeitung bevorzugt eingesetzte Spannmittel. Dem Einsatz von Backenfuttern bei Außenspannung sind jedoch bei höheren Spindeldrehzahlen Grenzen gesetzt, da die an den Spannbacken angreifenden Fliehkräfte die anfänglich vorhandene Spannkraft reduzieren. Eine unausreichend wirksame Spannkraft kann zum Herausschleudern des Werkstücks sowie zur Gefährdung von Person und Maschine führen. Für eine sichere Werkstückspannung bei hohen Drehzahlen ist es daher erforderlich, vor der Bearbeitung die notwendige Ausgangsspannkraft in Abhängigkeit von den Prozesskräften zu bestimmen.

Bisherige bestehende Ansätze zur Ermittlung der erforderlichen Spannkraft führen aufgrund ihrer unzureichenden Modellbildung zu fehlerhaften und sehr unterschiedlichen und damit ungenauen Berechnungsergebnissen. Durch diese unsicheren und ungenauen Spannkraftberechnungen wird entweder die Prozesssicherheit nicht gewährleistet oder das Potential der Spannsysteme für hohe Drehzahl nicht ausreichend genutzt. Das Ziel dieser Arbeit besteht deshalb in der Entwicklung eines umfassenden und optimierten analytischen Berechnungsmodells zur Bestimmung der notwendigen Ausgangsspannkraft in Abhängigkeit von den im Prozess auftretenden Kräften für Backenfutter. Die Berechnung der optimalen Spannkraft ermöglicht neben der Erhöhung der Bearbeitungsgenauigkeit und Prozesssicherheit, die Effektivität der Drehbearbeitung mit Backenfuttern, insbesondere mit modernen Spannsystemen für hohe Drehzahlen, zu erhöhen.

Die notwendige Ausgangsspannkraft bei Außenspannung wird durch die erforderliche Mindestspannkraft, die zur Aufnahme der am Werkstück auftretenden Prozesskräfte notwendig ist, und den dynamischen Spannkraftverlust infolge der Fliehkräfte beschrieben. Auf die beiden Größen haben die Systemsteifigkeiten bzw. die Steifigkeiten von Spannmittel und Werkstück erheblichen Einfluss. Als Grundlage wurde das Steifigkeitsverhalten von Spannmitteln mit Hilfe von experimentellen Untersuchungen und FEM-Analysen ermittelt. Unter Einwirkung einer Spannkraft tritt eine radiale Verlagerung und eine Kippung der Spannbacken auf. Die an der Spannstelle entstehende Gesamtsteifigkeit eines Spannmittels setzt sich aus der Spannfuttersteifigkeit, welche durch die Verformung der aus dem Futterkörper, dem Getriebesystem, den Grundbacken und ihren Verbindungen bestehenden Futtereinheit gekennzeich-

net wird, und der Spannbackensteifigkeit, welche die Verlagerung der Aufsatzbacke bezüglich der Grundbacke widerspiegelt, zusammen. Durch die spannfutter- und spannbackenspezifischen Steifigkeitsparameter können die Gesamtsteifigkeiten in Abhängigkeit der Spannsituation, wie Spannabstand und radiale Position der Spannbacken, mit ausreichender Genauigkeit analytisch berechnet werden.

Basierend auf der analytischen Beschreibung des Steifigkeitsverhaltens von Spannmitteln wurde ein optimiertes, analytisches Berechnungsmodell zur Bestimmung des dynamischen Spannkraftverlustes entwickelt, in dem der Einfluss der Werkstück-, Spannfutter- und Spannbackensteifigkeit berücksichtigt wurde. Aufgrund der Kippung der Spannbacken sind nicht immer 100 % der Spannbackenfliehkräfte an der Spannstelle wirksam. Die unterschiedlichen Auswirkungen der Fliehkräfte von Aufsatzbacken, Grundbacken, Antriebsbacken beim Keilflächenfutter mit Backenschnellwechselsystem, Ausgleichsgewichten beim Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich und Futterkörper/-kolben auf den Spannkraftverlust werden durch verschiedene Kippeinflussfaktoren berücksichtigt. Dadurch ergibt sich nach dem neu entwickelten Modell eine genauere Berechnung des Spannkraftverlustes als nach den bisherigen Ansätzen. Analog zur Gesamtsteifigkeit des Spannmittels werden die Kippeinflussfaktoren durch die spannfutter- und spannbackenspezifischen Steifigkeitsparameter in Abhängigkeit der Spannsituation bestimmt. Bei den häufig angewendeten Spannsituationen ist die an der Spannstelle wirksame Fliehkraft bzw. der Spannkraftverlust bei unendlich großer Werkstücksteifigkeit kleiner als die Spannbackenfliehkraft.

Eine hohe radiale Spannfuttersteifigkeit ist zur Reduzierung des Spannkraftverlustes als vorteilhaft anzusehen. Eine geringe radiale Spannbackensteifigkeit wirkt sich negativ auf einen verringerten Spannkraftverlust, der durch die Aufsatzbackenfliehkraft hervorgerufen wird, aus. Sie hat jedoch einen positiven Einfluss auf die Reduzierung des Spannkraftverlustes, der aus der Grundbackenfliehkraft resultiert. Die Auswirkung der Spannfutter- und Spannbackenkippsteifigkeit auf den Spannkraftverlust ist abhängig von der Werkstücksteifigkeit. Ein geringer Spannkraftverlust tritt bei geringer Kippsteifigkeit und großem Spannabstand bei größeren Werkstücksteifigkeiten auf. Zur Reduzierung des Spannkraftverlustes und der gleichzeitigen Gewährleistung der Arbeitsgenauigkeit ist daher eine Optimierung der Spannfutterkippsteifigkeit und der Aufsatzbackensteifigkeit erforderlich.

Die Gültigkeit und die Genauigkeit des Berechnungsmodells des Spannkraftverlustes wurden anhand von experimentellen Untersuchungen und FEM-Analysen überprüft. Das Modell ist sowohl für herkömmliche Spannfutter als auch für Spannfutter neuer Bauart, wie Keilflächenfutter mit Fliehkraftausgleich oder mit Backenschnellwechselsystem, gültig. Die Genauigkeit des neuen Modells beträgt ± 10 %, welche die Genauigkeit der bisherigen Berechnungsansätze deutlich übersteigt. Somit wird einerseits die Prozesssicherheit erhöht, andererseits die Arbeitsgenauigkeit und die Wirtschaftlichkeit der Drehbearbeitung durch Reduzierung der Ausgangsspannkraft bzw. durch Erhöhung der Grenzdrehzahlen gesteigert.

Zur Aufnahme der bei der Bearbeitung am Werkstück auftretenden Prozesskräfte spielen die Spannbeiwerte zwischen Spannbacken und Werkstück eine wichtige Rolle. Durch die geometrische Gestaltung der Spannfläche ist der Spannbeiwert richtungsabhängig. Für eine sichere Werkstückspannung muss der axiale Spannbeiwert für Zugbelastung, der kleiner als der axiale Spannbeiwert für Druckbelastung ist, bei der Berechnung des übertragbaren Kippmomentes angewendet werden. Beim Spannen mit ausgedrehten weichen Backen wird das Werkstück durch Reibschluss gehalten. Die Spannbeiwerte werden daher in Abhängigkeit der Werkstückoberfläche bestimmt. Beim Spannen mit harten Backen wirkt zwischen Backen und Werkstück im wesentlichen der Formschluss. Dadurch ist die Ausgangsgestalt der Werkstückoberfläche von untergeordneter Bedeutung. Die Spannbeiwerte bei harten Backen müssen daher spannbackenspezifisch in Abhängigkeit vom Spanndurchmesser und der Werkstückhärte angegeben werden.

Das am Werkstück wirkende Kippmoment wird sowohl durch die Reibung in den Spannflächen als auch durch die Verschiebung der resultierenden Backenspannkräfte infolge der Kippung des Werkstückes in seiner Einspannung aufgenommen. Mit Hilfe von FEM-Analysen wurde die Spannkraftverteilung in den Spannflächen untersucht und die differentielle Werkstücksteifigkeit, welche das elastische Verformungsverhalten des Werkstücks unter Einwirkung einer über die Spannlänge linear verteilten Spannkraft kennzeichnet, ermittelt. Damit wird die Verschiebung der Backenspannkräfte bei Belastung durch ein Kippmoment bzw. der Einfluss der Spannparameter, wie Einspannlänge und Spanndurchmesser, auf die zulässigen Kippmomente analytisch beschrieben.

Durch Superpositionierung der Reaktionskräfte an den Spannflächen unter Einwirkung aller Belastungen der Werkstückspannung, wie Axialkraft, Radialkraft, Drehmoment und Kippmoment, wurde ein neues Berechnungsmodell zur Bestimmung der erforderlichen Mindestspannkraft entwickelt. Die gleichzeitige Berücksichtigung aller Belastungen und die Erkenntnisse über die Spannkraftverteilung in den Spannflächen sowie über die Spannbeiwerte, gewährleisten eine sichere und genaue Berechnung der Mindestspannkraft. Die Berechnung des Grenzkippmomentes nach dem neu entwickelten Modell hat eine höhere Genauigkeit als nach den bisherigen Berechnungsansätzen, was durch statische und dynamische experimentelle Untersuchungen überprüft wurde.

Die genauere Berechnung der erforderlichen Mindestspannkraft und des Spannkraftverlustes ermöglicht eine Verringerung der Sicherheitsfaktoren bei der Berechnung der notwendigen Ausgangsspannkraft gegenüber den bestehenden Ansätzen. Neben dem Schmierzustand hat die Spannsituation Auswirkung auf den Spannfutterwirkungsgrad. Für moderne Spannfutter, die lebensdauergeschmiert sind und dadurch konstante Betriebszustände aufweisen, oder auch für herkömmliche Spannfutter, die einer regelmäßigen Überprüfung bei einer zuvor definierten Spannsituation unterzogen werden, kann der Sicherheitsfaktor für die schwankenden Spannwirkungsgrade um bis zu 40 % erheblich verringert werden. Anhand von Zerspanunter-

suchungen wurde die Gültigkeit des analytischen Berechnungsmodells zur Bestimmung der notwendigen Ausgangsspannkraft überprüft.

Zur praktischen Anwendung des Spannkraftberechnungsmodells ist zukünftig die Entwicklung eines Berechnungsprogramms vorzusehen. Es wird empfohlen, erforderliche spannfutter- und spannbackenspezifische Parameter wie Steifigkeiten, Spannbeiwerte und Schwankungen der Spannwirkungsgrade sich vom Hersteller beim Kauf angeben zu lassen. Die Werkstücksteifigkeiten können nach dem Berechnungsansatz von WAGNER [123] sowie den mit Hilfe der FEM-Berechnungen ermittelten Steifigkeitsverhältnissen berechnet werden. Die Mindestspannkraft wird durch die numerische Lösung der Gleichung (7-53) in Abhängigkeit von der Spanngeometrie und den Prozesskräften ermittelt. Neben der Entwicklung dieses Berechnungsprogramms ist die Erstellung einer neuen VDI-Richtlinie, mit der die notwendige Ausgangsspannkraft oder die zulässige Drehzahl praktisch und handhabbar in der Arbeitsvorbereitung berechnet werden kann, durch Vereinfachung der in dieser Arbeit entwickelten analytischen Modelle zu erwarten.

Eine weitere Erhöhung der Prozesssicherheit und der Wirtschaftlichkeit der Drehbearbeitung für höhere Drehzahlen ist durch eine ständige Prozessüberwachung möglich. Dafür sind die Messungen der Zerspankräfte und der Spannkräfte während der Bearbeitung notwendig. Die erforderliche Spannkraft kann in Abhängigkeit der Prozesskräfte während der Bearbeitung berechnet werden. Die Überwachungsmodule sollten hierbei in die Steuerung integriert werden.

10 Literaturverzeichnis

[1] ALTAN, T.; FALLBÖHMER, P.; ÖZEL, T.: High speed cutting of cast iron and alloy steels: state of research. In: VDI-Berichte 1399. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998, S. 309-332

[2] BAHRKE, U.: Flexible Spannbacken für die Drehbearbeitung. Technische Universität Berlin, Diss., 1998

[3] BEITZ, W.; KÜTTNER, K.-H.: Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau. 17. Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 1990

[4] BOETZ, V.: Hochgeschwindigkeitsbearbeitung von Stahl, Grauguss und NE-Metall. In: Werkstattstechnik 87 (1997), Nr. 9/10, S. 419-422

[5] BONGARTZ, B.: Spannzeugauslegung für das Drehen mit höheren Schnittgeschwindigkeiten. In: VDI-Z 124 (1982), Nr. 17, S. 639-643

[6] CZICHOS, H.; HABIG, K.-H.: Tribologie Handbuch: Reibung und Verschleiß. Braunschweig/Wiesbaden: Verlag Vieweg, 1992

[7] DIETZEL, R.: HSC-Tangentialdrehfräsen erzeugt hohe Oberflächengüte. In: Maschinenmarkt 107 (2001), Nr. 6, S. 24-26

[8] DOI, M.; MASUKO, M.: Considerations of Chucking Force in Chuck Work. In: Bulletin of JSME 29 (1986), Nr. 250, S. 1344-1349

[9] DOI, M.; MASUKO, M.; ITO, Y.: The Effects of Damping Capacity at the Chuck-Workpiece System on the Chatter Vibration. In: Bulletin of JSME 28 (1985), Nr. 242, S. 1768-1774

[10] DRESCHER, H.: Zur Mechanik der Reibung zwischen festen Körpern. In: VDI-Z 101 (1959), Nr. 17, S. 697-732

[11] EIDENMÜLLER, B.: Die Produktion als Wettbewerbsfaktor: Das Potential der Mitarbeiter nutzen; Herausforderung an das Produktionsmanagement. Köln: Verlag TÜV Rheinland, 1995

[12] EMA, S.; MARUI, E.: Chucking Performance of a Wedge-type Power Chuck. In: Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry 116 (1994), Nr. 2, S. 70-77

[13] FRIPAN, M.; SCHNEIDER, J.: Keramische Schneidstoffe. In: VDI-Berichte 1399. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998, S. 117-143

[14] GALLIST, R.: Investitionsentscheidungen bei der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung. In: tz für Metallbearbeitung 81 (1987), Nr. 11, S. 17-26

[15] GEITNER, U. W.: CIM-Handbuch: Wirtschaftlichkeit durch Integration. Braunschweig: Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, 1987

[16] GROSSER, R.; RESCHE, G.; STEPHEN, H.; WITTIG, K.-H.: Erweitere FEM-Untersuchungen zur radialen Innenspannung beim Hochgeschwindigkeitsdrehen. In: Werkstattstechnik 87 (1997), Nr. 9/10, S. 423-427

[17] HELLWIG, H.: Spanngenauigkeit von Dreibackenfuttern. Technische Hochschule Braunschweig, Diss., 1966

[18] HOCK, S.: Hochgeschwindigkeitsbearbeitung im Formenbau: Erfahrungen aus Praxis. In: VDI-Berichte 1399. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998, S. 333-349

[19] HOFFMANN, K.: Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen. Darmstadt: Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 1987

[20] ICKS, G.: Maschinenseitige Grenzen des Hochgeschwindigkeitsdrehens. Universität Stuttgart, Diss., 1981

[21] ISING, M.: System zur sicherheitsgerechten Konstruktion von Werkzeugmaschinen. Technische Universität Berlin, Diss., 2001

[22] IVASHCHENKO, I.-A.: Some Factors Affecting the Accuracy and Rigidity of Three-Jawed Chucks. In: Machines and Tooling 32 (1961), Nr. 1, S. 31-33

[23] KADOWAKI, Y.: Analysis of Chucking Pressure Distribution in Consideration of Joints. In: Bulletin of JSME 29 (1986), Nr. 250, S. 1350-1355

[24] KADOWAKI, Y.: Development of Chucking Condition Sensor for Three-jaw Scroll Chuck. In: Bulletin of JSME 29 (1986), Nr. 248, S. 625-631

[25] KALKERT, W.: Herausforderungen an die Zerspantechnik. In: VDI-Berichte 1399. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998, S. 3-19

[26] KÉZDI, Á.: Handbuch der Bodenmechanik. Band 2: Bodenmechanik im Erd-, Grund- und Straßenbau. Berlin: VEB Verlag für Bauwesen Berlin, 1970

[27] KIENZLE, O.; VICTOR, H.: Spezifische Schnittkräfte bei der Metallbearbeitung. In: Werkstattstechnik und Maschinenbau 47 (1957), Nr. 5, S. 224-225

[28] KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G.: Dry cutting - state of research. In: VDI-Berichte 1399. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998, S. 159-188

[29] KLOCKE, F.; GERSCHWILER, K.: Trockenbearbeitung: Grundlagen, Grenzen, Perspektiven. In: VDI-Berichte 1240. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996, S. 1-43

[30] KOCH, K. F.: Technologie des Hochpräzisions-Hartdrehen. RWTH Aachen, Diss., 1996

[31] KÖNIG, W.; ESSEL, K.: Spezifische Schnittkraftwerte für die Zerspanung metallischer Werkstoffe. Düsseldorf: Verlag Stahleisen, 1973

[32] KRAZER, M.: Erweiterte Bearbeitungsmöglichkeiten beim Feindrehen. In: Werkstatt und Betrieb 126 (1993), Nr. 4, S. 227-230

[33] KUSCHEFSKI, A.: Einfluss der Verzahnungsart bei Spannfuttern auf die Schraubenbelastung. In: Maschinenmarkt 91 (1985), Nr. 69, S. 1351-1353

[34] KUSCHEFSKI, A.: Planparallel, Schraubendimensionierung für Aufsatzbacken an Spannfuttern von Maschinen. In: Maschinenmarkt 94 (1988), Nr. 13, S. 103-106

[35] LUKOWSKI, J.: Kraftbetätigte Spannzeuge. München: Carl Hanser Verlag, 1965

[36] MALLE, K.: Hochgeschwindigkeitsbearbeitung: Erkenntnisse aus dem 4. Darmstädter Fertigungstechnischen Symposium. In: VDI-Z 131 (1989), Nr. 9, S. 82-85

[37] MECHMACHE, H.; KOSCHE, H.; HADDOUCHE, K.; YOUBI, Z.: Vorherbestimmung der Schnittkraft bei Drehbearbeitung. In: Werkstattstechnik 89 (1999), Nr. 6, S. 321-323

[38] METTE, U.: Werkstückspannsysteme aus faserverstärkten Kunststoffen für Hochgeschwindigkeitsdrehbearbeitung. Technische Universität Berlin, Diss., 2000

[39] MOMPER, F. J.: Schneidwerkzeuge für die Drehbearbeitung: Es geht auch Trocken. In: Schweizer Maschinenmarkt 97 (1996), Nr. 25, S. 32-34

[40] MOMPER, F. J.: Trocken und hart. In: Werkstatt und Betrieb 131 (1998), Nr. 12, S. 1140-1143

[41] MÜLLER, J. M.: Rundlaufgenauigkeit unter 3 µm: Spannsystem für den Hochleistungsbereich. In: Schweizer Maschinenmarkt 102 (2001), Nr. 34, S. 62-65

[42] MUSHARDT, H.; MANGER, P.: Komplettbearbeitung mit Hartdrehen und Schleifen. In: Werkstatt und Betrieb 134 (2001), Nr. 1/2, S. 36-40

[43] N.N.: CBN-Schneidstoff zum HSC-Drehen von gehärtetem Stahl. In: Maschinenmarkt 104 (1998), Nr. 9, S. 34

[44] N.N.: Das Buch vom Spannen.
Düsseldorf: Paul Forkardt KG, 1960

[45] N.N.: Spannfutter für CNC-Drehmaschinen: Vorteile sprechen für das Zugprinzip.
In: Die Maschine 44 (1990), Nr. 7/8, S. 25-26

[46] NOLTING, M.: Auch bei hohem Tempo prozesssicher: Auswahlkriterien von Spannsystemen und -techniken für Werkzeuge zur Hochgeschwindigkeitsbearbeitung. In: Maschinenmarkt 108 (2002), Nr. 14, S. 70-73

[47] NOSKE, H.: Automatisierte Überwachung und Diagnose kraftbetätigter Spannmittel.
Universität Hannover, Diss., 1993

[48] NOSKE, H.: Spannkraftüberwachung an Drehmaschinen: Meßsystem zur Erfassung der dynamischen Spannkraft. In: VDI-Z 133 (1991), Nr. 6, S. 113-121

[49] NOSKE, H.: Spannkraftüberwachung an Drehmaschinen: Reibzustandsüberwachung von Spannfuttern.
In: VDI-Z 133 (1991), Nr. 7, S. 71-74

[50] PAHLITZSCH, G; HELLWIG, W.: Über die Kippsteifheit der Werkstückeinspannung in Dreibackenfuttern.
In: Werkstattstechnik 55 (1965), Nr. 6, S. 264-269

[51] PAHLITZSCH, G.; HELLWIG, W.: Untersuchung der Spanngenauigkeit handbetätigter Dreibackenfutter.
In: Werkstattstechnik 55 (1965), Nr. 4, S. 157-162

[52] PAHLITZSCH, G; WARNECKE, H.-J.: Untersuchungen über die Grenzdrehzahl handbetätigter Dreibackenfutter. In: Werkstatt und Betrieb 94 (1961), Nr. 4, S. 177-185

[53] PAHLITZSCH, G; WARNECKE, H.-J.: Untersuchungen über die Steifheit handbetätigter Dreibackenfutter. In: VDI-Z 101 (1959), Nr. 25, S. 1167-1175

[54] PEGELS, H.: Herkömmliche Spannzeuge an Drehmaschinen, Teil 1: Handbetätigte Spannfutter. In: tz für Metallbearbeitung 58 (1964), Nr. 5, S. 248-252

[55] PEGELS, H.: Herkömmliche Spannzeuge an Drehmaschinen, Teil 2: Kraftbetätigte Spannfutter. In: tz für Metallbearbeitung 58 (1964), Nr. 6, S. 319-323

[56] PEGELS, H.; BERßELIS, G.: ABC der Spanntechnik. Düsseldorf: Paul Forkardt KG, 1977

[57] PRASAD, B.: Concurrent Engineering Fundamentals. Upper Saddle River: Prentice Hall, 1996

[58] PRAZNOVSKY, M.: The Problem of Stiffness when Clamping the Parts in Lathe Chucks. In: Proceedings of the international conference on advanced manufacturing systems and technology AMST'87. Opatija, Yugoslavia, 8.-9. Oktober 1987, S. 117-125

[59] RASCHKE, W.: WUNDERLICH, G.; Futterspannkraft als technische Grenze bei der Optimierung der Drehbearbeitung. In: Maschinenbautechnik 32 (1983), Nr. 12, S. 543-547

[60] RESCH, J.: Verfahren zur Spannkraft-Schnittkraft-Berechnung beim Drehen. In: Fertigungstechnik und Betrieb 30 (1980), Nr. 8, S. 484-486

[61] RONDÉ, U.: Schnelllaufende Spindeln: Wälzgelagert oder Hydrostatisch. In: Werkstatt und Betrieb 129 (1996), Nr. 4, S. 234-238

[62] RUDOLPH, U.; STELZER, C.: Faserverbundkunststoff erweitert die Systemgrenzen für Werkzeugmaschinenkomponenten. In: ZwF 88 (1993), Nr. 10, S. 475-478

[63] SADOWY, M.: Zum Betriebsverhalten des Spannfutters. In: tz für Metallbearbeitung 72 (1978), Nr. 9, S. 40-43

[64] SADOWY, M.; WELK, R.-W.: Zuverlässigkeit von Drehmaschinen-Spannfuttern. In: Werkstatt und Betrieb 117 (1984), Nr. 4, S. 253-256

[65] SAHM, D.; SCHNEIDER, T.: Geht es auch ohne? Trockenbearbeitung in der Diskussion. In: Werkstatt und Betrieb 128 (1995), Nr. 1/2, S. 17-24

[66] SCHMITTBETZ, M.: Neuer Werkstoff bringt Drehmaschinen auf Touren: Bandagiertes Spannfutter hält Fliehkräfte im Zaum. In: Industrieanzeiger 117 (1995), Nr. 45, S. 48-49

[67] SCHNEIDER, J.: Trocken-, Hart- und HSC-Bearbeitung: Einsatzgebiete von Schneidkeramik und polykristallinem Bornitrid. In: VDI-Z Special Werkzeuge 1997, Nr. 8, S. 30-35

[68] SCHNEIDER, T.: Aufwand, Nutzen und Grenzen des Hochgeschwindigkeitsdrehens. Technische Universität Darmstadt, Diss., 1996

[69] SCHULZ, H.: Hochgeschwindigkeitsbearbeitung. München: Carl Hanser Verlag, 1996

[70] SCHULZ, H.; KALHÖFER, E.: Jetzt auch Stahlschäfte schrumpfspannen! In: Werkstatt und Betrieb 129 (1996), Nr. 9, S. 774-776

[71] SCHULZ, H.; KALHÖFER, E.: Trockene Hochgeschwindigkeitsbearbeitung in Aluminium. In: Werkstattstechnik 87 (1997), Nr. 9/10, S. 471-474

[72] SCHULZ, H.; RONDÉ, U.: Werkzeuge schrumpfspannen. In: Werkstatt und Betrieb 127 (1994), Nr. 11, S. 873-875

[73] SCHULZ, H.; SCHNEIDER, T.: Konstruktive Besonderheiten bei Hochgeschwindigkeitsdrehmaschinen. In: Werkstatt und Betrieb 129 (1996), Nr. 4, S. 226-229

[74] SCHULZ, H.; SCHNEIDER, T.: The Clamping Means as Technical Limitation of High-Speed Machining. In: Production Engineering 3 (1996), Nr. 1, S. 59-62

[75] SCHULZ, H.; WAGNER, H.-D.: Bedeutung der Werkstücksteifigkeit beim Drehen. In: Werkstatt und Betrieb 117 (1984), Nr. 3, S. 173-174

[76] SCHULZ, H.: WAGNER, H.-D.: Ermittlung der Betriebsspannkraft von Drehfuttern unter Berücksichtigung der Systemsteifigkeit. In: Industrieanzeiger 109 (1987), Nr. 35/36, S. 53-54

[77] SCHULZ, H.; WAGNER, H.-D.: Nutzung des Arbeitsvermögens von Spannfuttern unter Beachtung der Systemsteifigkeit. In: Werkstatt und Betrieb 119 (1986), Nr. 8, S. 697-700

[78] SCHULZ, H.: WAGNER, H.-D.: Sicheres Spannen beim Drehen mit hohen Drehzahlen. In: Industrieanzeiger 107 (1985), Nr. 25, S. 94-96

[79] SCHULZ, H.; WAGNER, H.-D.: Spannkraftreserven von Backenfuttern beim Drehen bei hohen Umdrehungsfrequenzen. In: Werkstatt und Betrieb 118 (1985), Nr. 6, S. 339-342

[80] SCHUNK, U.; BARTCZAK, H.: Innengewinde trocken und mit HSC. In: Werkstatt und Betrieb 131 (1998), Nr. 12, S. 1145-1148

[81] SEEGRÄBER, L.: Spannbacken für die Präzisionsbearbeitung in Drehmaschinen: Standard- oder Sonderausführung? In: Schweizer Maschinenmarkt 93 (1992), Nr. 25, S. 46-48

[82] SEEGRÄBER, L.; DURHAM, R.: Dehnspanntechnik: Die µ-genaue Alternative. In: Werkstatt und Betrieb 127 (1994), Nr. 7/8, S. 609-614

[83] SPUR, G.: Auf dem Weg zur virtuellen Produktentwicklung. In: ZwF 92 (1997), Nr. 3, S. 74-75

[84] SPUR, G.: Datenbanken für CIM. Köln: Verlag TÜV Rheinland, 1992

[85] SPUR, G.: Die Fertigung rotationssymmetrischer Werkstücke. In: Werkstattstechnik 72 (1982), Nr. 2, S. 13-19

[86] SPUR, G.: Optimierung des Fertigungssystems Werkzeugmaschine. München: Carl Hanser Verlag, 1972

[87] SPUR, G.; BAHRKE, U.; METTE, U.: Spannkraftoptimierung beim Drehen. In: ZwF 92 (1997), Nr. 9, S. 453-456

[88] SPUR, G.; BOLD, J.: Maschinenkapselung für die Hochgeschwindigkeitsbearbeitung. Kassel: Verlag Institut für Arbeitswissenschaft Kassel, 1999

[89] SPUR, G.; EGGERT, J.: Eingebrachte Spannarbeit ist Spannkraft: Spannung von Drehteilen, Spannmöglichkeiten, Bauformen und Schmierung. In: Maschinenmarkt 79 (1973), Nr. 86, S. 1916-1920

[90] SPUR, G.; EGGERT, J.: Ermittlung von Richtwerten für Aufzubringende Spannkräfte in Abhängigkeit von der Zerspanungsaufgabe und der Werkstückgröße. VDW Forschungsberichte Nr. 0203, Juli 1970

[91] SPUR, G.; KRAUSE, F.-L.: Das virtuelle Produkt - Management der CAD Technik. München: Carl Hanser Verlag, 1997

[92] SPUR, G.; METTE, U.: Clamping-Force Optimisation allows High-Speed Turning. In: Production Engineering 5 (1998), Nr. 1, S. 55-58

[93] SPUR, G.; METTE, U.: Spannkraftsensoren ermöglichen kontinuierliche Spannfutterdiagnose. In: ZwF 92 (1997), Nr. 1/2, S. 53-56

[94] SPUR, G.; METTE, U.; DÖLL, S.: CFK-Bandagenfutter: Sichere Werkstückspannung bei hohen Drehzahlen. In: ZwF 94 (1999), Nr. 6, S. 327-331

[95] SPUR, G.; SCHÜLE, A.; STELZER, C.: Drehfuttertest: Sensorisches Überwachen der Kräfte beim Spannen von rotationssymmetrischen Teilen. In: Maschinenmarkt 98 (1992), Nr. 31, S. 26-31

[96] SPUR, G.; STELZER, C.: Spannkraft kraftbetätigter Dreibackenfutter regeln. In: Werkstatt und Betrieb 127 (1994), Nr. 4, S. 259-261

[97] SPUR, G.; STELZER, C.: Spannkraftsensoren in Dreibackenfuttern: Spannkraftüberwachung unter Berücksichtigung der Krafteinleitung. In: ZwF 86 (1991), Nr. 10, S. 512-516

[98] SPUR, G.; STÖFERLE, T.: Handbuch der Fertigungstechnik. Band 3/1: Spanen. München: Carl Hanser Verlag, 1979

[99] SPUR, G.; THIEL, R.: Dehnungsanalyse zur Sensorentwicklung. In: ZwF 89 (1994), Nr. 6, S. 332-334

[100] SPUR, G.; THIEL, R.: Prozessüberwachung am Spannfutter. In: ZwF 90 (1995), Nr. 4, S. 168-170

[101] STEINBERGER, J.: Auswahl von Spannbacken für das NC-Drehen. In: Werkstattstechnik 73 (1983), Nr. 11, S. 701-702

[102] STEINBERGER, J.: Einfluss des Spannzeugs auf die Wirtschaftlichkeit beim NC-Drehen. In: Werkstatt und Betrieb 116 (1983), Nr. 2, S. 97-101

[103] STEINBERGER, J.: Sichere Werkstückspannung bei der Drehbearbeitung zur Vermeidung von Fehlern. In: Berichte des Symposiums „Fehlerfrüherkennung in der spanenden Fertigung“. Düsseldorf, 10. Oktober 1990, S. 1-15

[104] STEINBERGER, J.: Richtig Spannen beim Hochgeschwindigkeits-Drehen.
In: Werkstattstechnik 79 (1989), Nr. 9, S. 521-525

[105] STEINBERGER, J.: Schlanke Wellen in einer Aufspannung drehen.
In: Werkstatt und Betrieb 126 (1993), Nr. 8,
S. 479-482

[106] STEINBERGER, J.: Spannen bei hohen Zerspanungsleistungen.
In: Werkstattstechnik 72 (1982), Nr. 8, S. 435-439

[107] STEINBERGER, J.: Spannkräfte und Spannzeuge zum Hochgeschwindigkeitsdrehen. In: Werkstatt und Berieb 115 (1982), Nr. 7, S. 449-454

[108] STEINBERGER, J.: Spannzeuge zum Hochpräzisions-Zerspanen.
In: Werkstatt und Betrieb 128 (1995), Nr. 1/2,
S. 50-52

[109] STEINBERGER, J.: Werkstückspannsysteme zum Hochgeschwindigkeitszerspanen beim Drehen. In: Berichte des 2. Darmstädter Fertigungstechnischen Symposiums „Hochgeschwindigkeitsbearbeitung“. TH Darmstadt, 12.-13. Februar 1987, S. 1-36

[110] STELZER, C.: Überwachung und Regelung der Spannkraft in kraftbetätigten Dreibackenfuttern.
Technische Universität Berlin, Diss., 1994

[111] STRICKER, R.: Hartmetalle spielen dominierende Rolle.
In: Schweizer Maschinenmarkt 99 (1998), Nr. 22,
S. 22-27

[112] SUNDERMANN, R.: Gestaltungsmerkmale von Spiralspannfutter.
Technische Hochschule Braunschweig, Diss., 1963

[113] THIEL, R.: Analyse der Werkstückhaltekräfte am Dreibackenfutter im Rahmen einer Maschinen- und Prozessüberwachung.
Technische Universität Berlin, Diss., 1996

[114] THORMÄHLEN, K.-H.: Ausnutzen der Spannkräfte von Drehfuttern maximiert die Zerspanleistung. In: Maschinenmarkt 86 (1980), Nr. 52, S. 1018-1021

[115] THORMÄHLEN, K.-H.: Optimale Zerspanleistung bei der Drehbearbeitung unter Berücksichtigung des Spannvermögens und der Spannsicherheit von Drehfuttern. In: ZwF 74 (1979), Nr. 11, S. 540-543

[116] TÖNSHOFF, H. K.; KARPUSCHEWSKI, B.; BLAWIT, C.: Hochgeschwindigkeitszerspanung: Stand der Technik und Entwicklungstendenzen. In: VDI-Z 139 (1997), Nr. 9, S. 26-28,31-33

[117] TÖNSHOFF, H. K.; KARPUSCHEWSKI, B.; BORBE, C.: Hartbearbeitung: Stand der Forschung. In: VDI-Berichte 1399. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1998, S. 253-277

[118] TUFFENTSAMMER, K.; AUGUSTIN, D.: Hochgeschwindigkeitsdrehen bis 3000 m/min Schnittgeschwindigkeit. In: tz für Metallbearbeitung 79 (1985), Nr. 7, S. 18-25

[119] UHLMANN, E.; EDERER, G.: Hochgeschwindigkeitsdrehen von Inconel 718. In: Industrie Diamanten Rundschau 34 (2000), Nr. 4, S. 342-347

[120] UHLMANN, E.; RABE, H.; BUBLATH, B.; BRÜCHER, M.: Drehen von Keramiken mit Diamantwerkzeugen. In: Industrie Diamanten Rundschau 34 (2000), Nr. 2, S. 94-102

[121] VICTOR, H.: Schnittkraftberechnungen für das Abspanen von Metallen. In: Werkstattstechnik 59 (1969), Nr. 7, S. 317-327

[122] WAGEMANN, A.: Präzisionshartdrehen: Eine Konkurrenz zum Feinschleifen. In: VDI-Z Special Werkzeuge 1998, Nr. 5, S. 30-31

[123] WAGNER, H. D.: Spannkraftverluste beim Drehen unter Beachtung der radialen Verformung und Steifigkeit von Werkstücken. Technische Universität Darmstadt, Diss., 1987

[124] WALTER, M. F.; STÄHL, J. E.: The Connection between cutting and clamping forces in turning. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture 34 (1994), Nr. 7, S. 991-1003

[125] WARNECKE, G.; DOLLMEIER, R.: Drehbearbeitung harter Werkstoffe. In: VDI-Z 142 (2000), Nr. 9/10, S. 53-56

[126] WARNECKE, H.-J.: Grenzdrehzahlen von Dreibackenfuttern. Technische Hochschule Braunschweig, Diss., 1963

[127] WECK, M.: Werkzeugmaschinen. Band 2: Konstruktion und Berechnung. 5. Auflage, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1994.

[128] WECK, M.: Werkzeugmaschinen. Band 4: Messtechnische Untersuchung und Beurteilung. 5. Auflage, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996.

[129] WECK, M.; SCHUMACHER, A.: Derzeitiger Stand der Hochgeschwindigkeitsbearbeitung: ein Überblick. In: Werkstattstechnik 87 (1997), Nr. 9/10, S. 409-414

[130] WEIL, U.: Auch morgen noch kraftvoll zubeißen. In: Werkstatt und Betrieb 133 (2000), Nr. 12, S. 62-63

[131] WEISSER, H.: In Großserien hartdrehen statt schleifen. In: Werkstatt und Betrieb 127 (1994), Nr. 5, S. 320-322

[132] WEISSER, W.: Beitrag zur Steigerung der Flexibilität von Greif- und Spanneinrichtungen für rotationssymmetrische Werkstücke. Technische Universität Berlin, Diss., 1978

[133] WELK, R.-W.: Einfluss hoher Schnittgeschwindigkeit auf das Spannzeug. In: Werkstatt und Betrieb 115 (1982), Nr. 1, S. 43-45

[134] WITTING, H.: Super Legierungen drehen. In: Werkstatt und Betrieb 133 (2000), Nr. 11, S. 43-46

[135] WITTIG, K.-H.; GROSSER, R.: Sicherheit bei der Werkstückspannung. Kassel: Verlag Institut für Arbeitswissenschaft Kassel, 1999

[136] WITTIG, K.-H.; SCHNEIDER, J.: Probleme der Spannsicherheit beim Hochgeschwindigkeitsdrehen. In: VDI-Z 135 (1993), Nr. 9, S102-105

[137] WUNDERLICH, G.; RASCHKE, W.: Technische Grenzen beim Drehen: Ein Beitrag zur Qualifizierung von Optimierungsmodellen. Technische Universität Dresden, Diss., 1976

[138] WUNDERLICH, G.; RASCHKE, W.: Untersuchung der Belastungsverhältnisse an Dreibackenfuttern bei der Drehbearbeitung. In: Fertigungstechnik und Betrieb 30 (1980), Nr. 4, S. 225-228

[139] ZIELASKO, W.: Trockenzerspanung in der Großserienfertigung. In: VDI-Berichte 1240. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996, S. 93-110

Normen und Richtlinien

[140] DIN 1319-1 Grundbegriffe der Messtechnik: Allgemeine Grundbegriffe. Berlin: Beuth, Januar 1995

[141] DIN 1319-2 Grundbegriffe der Messtechnik: Begriffe für die Anwendung von Messgräten. Berlin: Beuth, Januar 1980

[142] DIN 1319-3 Grundbegriffe der Messtechnik: Auswertung von Messungen einer einzelnen Messgröße, Messunsicherheit. Berlin: Beuth, Mai 1996

[143] DIN 1319-4 Grundbegriffe der Messtechnik: Behandlung von Unsicherheiten bei der Auswertung von Messungen. Berlin: Beuth, Februar 1999

[144] DIN 6350 Blatt 1 Drehfutter, handbetätigt: Spannbacken nicht einzelverstellbar, mit zylindrischer Zentrieraufnahme. Berlin: Beuth, August 1968

[145] DIN 6350 Blatt 2 Drehfutter, handbetätigt: Spannbacken nicht einzelverstellbar, Zentrieraufnahme durch Zentrierkegel 1:4. Berlin: Beuth, Dezember 1969

[146] DIN 6351 Blatt 1 Drehfutter, handbetätigt: Spannbacken auch einzelverstellbar, mit zylindrischer Zentrieraufnahme. Berlin: Beuth, August 1968

[147] DIN 6351 Blatt 2 Drehfutter, handbetätigt: Spannbacken auch einzelverstellbar, Zentrieraufnahme durch Zentrierkegel 1:4. Berlin: Beuth, Dezember 1969

[148] DIN 6353 Drehfutter, Kraftbetätigt: ohne Durchlass. Berlin: Beuth, April 1977

[149] DIN 6368 Teil1 Drehfutter: Technische Lieferbedingungen für handbetätigte Drehfutter. Berlin: Beuth, Mai 1977

[150] DIN 6368 Teil 2 Drehfutter, ohne Durchlass: Technische Lieferbedingungen für kraftbetätigte Drehfutter. Berlin: Beuth, Januar 1983

[151] DIN 69893 Kegel-Hohlschäfte mit Plananlage. Berlin: Beuth, Januar 1996

[152] ISO 3089 Self-centring manually-operated chucks for machine tools: Acceptance test specifications (geometrical tests). Genf: ISO, September 1991

[153] ISO 3442 — Self-centring chucks for machine tools with two-piece jaws (tongue and groove type): Sizes for interchangeability and acceptance test specifications. Genf: ISO, September 1991

[154] ISO 9401 — Machine tools: Jaw mountings on power chucks. Genf: ISO, Juli 1991

[155] VDI 3106 — Ermittlung der zulässigen Drehzahl von Drehfuttern (Backenfuttern). Düsseldorf: VDI-Verlag, Juli 1983

[156] VDI 3106 Entwurf — Ermittlung der zulässigen Drehzahl von Drehfuttern (Backenfuttern). Düsseldorf: VDI-Verlag, 1999

Firmenschriften

[157] Datalog GmbH — Handbuch Dasylab V3. Mönchengladbach, 1995

[158] Fritz Schunk GmbH & Co. KG — Kraftspannfutter Type ROTA NCW / NCWF mit Backenriegel: Montage- und Betriebsanleitung. Lauffen/Neckar, 1998

[159] Fritz Schunk GmbH & Co. KG — SCHUNK Spannbacken: Katalog. Lauffen/Neckar, 1998 (Prospekt 9901150-M50-7/98)

[160] Gildemeister GmbH — CNC-Drehmaschine CT-40: Betriebsanleitung. Bielefeld, 1985

[161] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH — Kraftaufnehmer mit DMS-Messsystem C9B: Betriebsanleitung. Darmstadt, 1995

[162] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH — Induktiver Wegtaster W1T3: Betriebsanleitung. Darmstadt, 1995

[163] Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH — Messverstärkersysteme MGC/IGC mit AB22: Bedienungsanleitung. Darmstadt, 1995

[164] Marc Analysis Research Corporation — Marc K6.2 Primer. Palo Alto: Marc Analysis Research Corporation, 1995

[165] Marc Analysis Research Corporation — Mentat II V2.3 User's Guide. Palo Alto: Marc Analysis Research Corporation, 1996

[166] Microcal Software, Inc. — Benutzerhandbuch Origin V6. Northampton, 1999

[167] Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG — CCD System optoNCDT 1800: Betriebsanleitung. Ortenburg, 1994

[168] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Automatisches Spannzeugwechselsystem. Düsseldorf, (Forkradt - Report)

[169] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — FORSAVE-D: Betriebsanleitung. Düsseldorf, 1987

[170] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Handspannfutter F^+: Betriebsanleitung. Düsseldorf, 1997

[171] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Handspannfutter F^+: Katalog. Düsseldorf, 1997 (Prospekt 110.10.02D)

[172] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Kraftbetätigtes Dreibackenfutter mit großer Bohrung 3KTHS/3KTH: Katalog. Düsseldorf, 1987 (Prospekt 222.01.3D)

[173] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Kraftbetätigte Spannfutter KG: Katalog. Düsseldorf, 1989 (Prospekt 200.01.15.D)

[174] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Kraftspannfutter 3QLC: Betriebsanleitung. Düsseldorf, 1997

[175] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Kraftspannfutter mit Backenschnellwechselsystem FNC: Katalog. Düsseldorf, 1992 (Prospekt 260.01.2D)

[176] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Schwenkfutter: Katalog. Düsseldorf, (Prospekt 322.01.5D-2)

[177] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Schnellwechselbacken-System: Automatischer Backenschnellwechsel, Manueller Backenschnellwechsel. Düsseldorf, 1987 (Prospekt 965.01.2D)

[178] Paul Forkardt GmbH & Co. KG — Spannbacken für Hand- und Kraftspannfutter: Katalog. Düsseldorf, 1990 (Prospekt 700.01.7D-2)

[179] RÖHM GmbH — Gesamtkatalog. Sontheim/Brenz, 1998 (Id.-Nr. 733342 /398)

[180] RÖHM GmbH — Handbetätigtes Keilstangenfutter DURO: Betriebsanleitung. Sontheim/Brenz, 1997 (Id.-Nr. 205410-9/97)

[181] RÖHM GmbH — Kraftspannfutter KFD-HS: Betriebsanleitung. Sontheim/Brenz, (Id.-Nr. 342473/598H)

[182] SMW-AUTOBLOK Spannsystem GmbH — Backenschnellwechsel-Kraftspannfutter KNCS-N: Katalog. Meckenbeuren, 1995